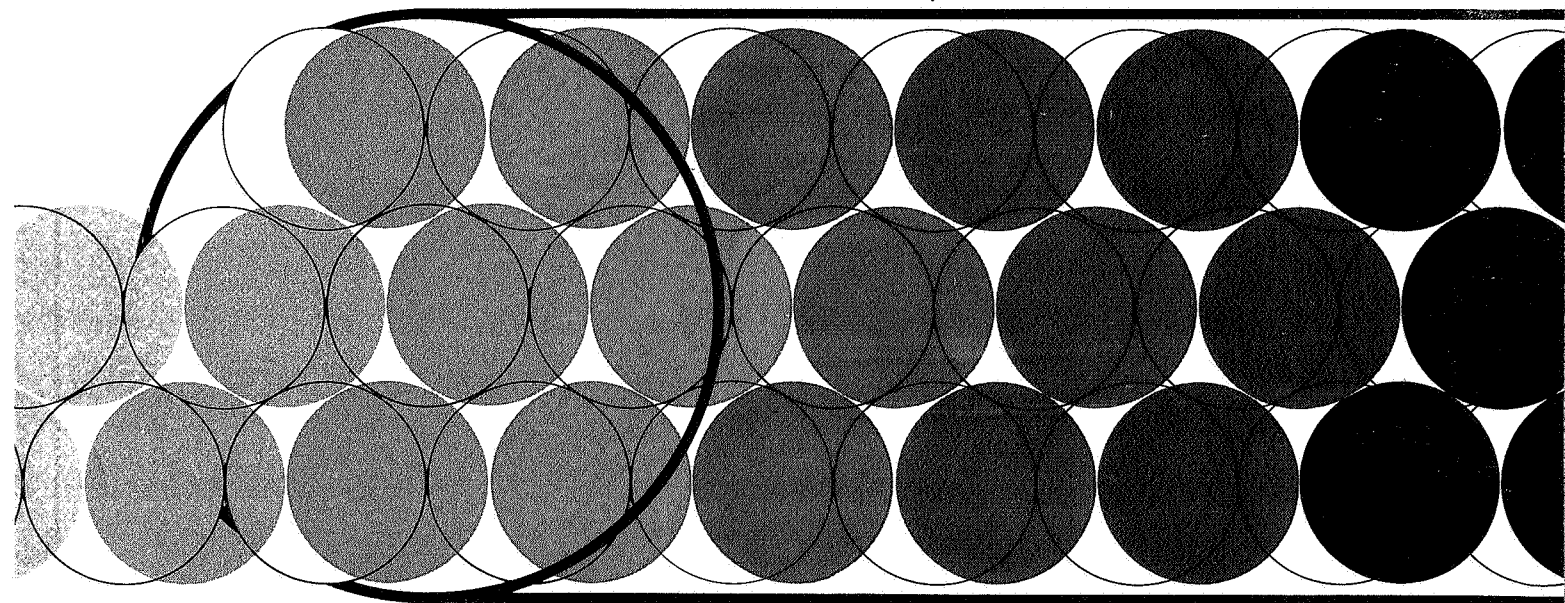


Symposium 'Waterslag in PVC leidingen'

6 april en 9 mei 1978



Waterloopkundig Laboratorium
Wavin Ontwikkeling b.v.

2a 196 N

**Lezingen gehouden
op het symposium
'Waterslag in
PVC-leidingen'**

Niets uit deze uitgave mag worden gepubliceerd zonder
voorafgaande toestemming van het Waterloopkundig
Laboratorium te Delft en Wavin Ontwikkeling B.V.
te Hardenberg.

Dit is tevens publicatie nr. 196^N van het Waterloopkundig
Laboratorium, Delft.

Niets uit deze uitgave mag worden gepubliceerd zonder
voorafgaande toestemming van het Waterloopkundig
Laboratorium te Delft en Wavin Ontwikkeling B.V.
te Hardenberg.

Dit is tevens publicatie nr. 196^N van het Waterloopkundig
Laboratorium, Delft.

Waterslagverschijnselen in vloeistoftransportleidingen

Door Ir. J. Wijdieks

Hoofd Afdeling Pompen en Industriële Circulaties
Waterloopkundig Laboratorium, Delft

Notaties

A	oppervlak dwarsdoorsnede leiding
c	voortplantingssnelheid van drukgolven
c_1	constante voor wijze van leidingverankering
D	inwendige leidingdiameter
e	wanddikte leiding
E	elasticiteits modulus leidingmateriaal
g	versnelling ten gevolge van de zwaartekracht
H	totale drukhoogte
K	compressie modulus van de vloeistof
M	moment
O	omtrek dwarsdoorsnede leiding
p	druk
p_{kn}	plooidruk
R	inwendige leidingstraal
s	coördinaat langs leidingas
s_n	leidingcoördinaat
S	tangentiële kracht in leidingwand per m^1
t	tijd
t_n	tijdcoördinaat
v	vloeistofsnelheid
V	volume vloeistof
w	afwijking t.o.v. cirkel
w_1	initiële maximale afwijking t.o.v. cirkel
w_i	initiële afwijking t.o.v. cirkel
w_{tot}	totale afwijking t.o.v. cirkel
z	plaatshoogte
α	hoek leidingas met horizontaal
λ	wrijvingscoëfficiënt volgens White-Colebrook
μ	constante van Poisson, looptijd drukgolven
ρ	dichtheid van de vloeistof
σ_1	axiale spanning in leidingwand
σ_2	tangentiële spanning in leidingwand
τ	wandwrijving
θ	hoekcoördinaat

SAMENVATTING

Waterslag kan het best gedefinieerd worden als het optreden van drukveranderingen in gesloten leidingen, veroorzaakt door snelheidsveranderingen in de vloeistofstroom. Waterslag zal daarom in elke leiding optreden, waarin debietveranderingen optreden; dus zowel in korte als lange leidingen voor olie, rioolwater, drinkwater, baggerspecie, enz.

Als inleiding op de navolgende voordrachten zullen de oorzaken van waterslag - zoals pomputval, pompstart, manipulaties met afsluiters, enz. - en de methoden om ontoelaatbare waterslagdrukken te voorkomen worden behandeld.

De fysische en wiskundige principes, die de basis vormen van waterslag-rekenmachine-programma's zullen gegeven worden.

Bijzondere aandacht zal hierbij hebben de voortplanting van drukgolven in leidingen met cirkelvormige en ovale doorsnede. Toelichtend zullen enige resultaten van uitgevoerde waterslagberekeningen getoond worden.

1. Inleiding

Waterslag is het best te definiëren als: Het optreden van drukveranderingen in gesloten leidingen veroorzaakt door snelheidsveranderingen in de vloeistofstroom. Waterslag kan daarom optreden in alle soorten vloeistofleidingen waarin debietveranderingen optreden. Dus zowel in korte als in lange leidingen voor olie, rioolwater, drinkwater, koelwater, baggerspecie enz. Hoe groter en sneller de snelheidsveranderingen zijn hoe groter de drukveranderingen zullen zijn. Snel dient hierbij in relatie gezien te worden met de looptijd μ van drukgolven (zie fig. 1).

Afhankelijk van het leidingmateriaal, de vloeistof, de diameter en wanddikte van de leiding zal de voortplantingssnelheid c van drukgolven in de praktijk liggen tussen 300 m/s en 1000 m/s. Bij vrije gasbellen in de vloeistof kan c nog aanmerkelijk lager zijn (zie fig. 2).

Het verband tussen snelheidsverandering en drukverandering werd voor het eerst omstreeks 1900 door Joukowsky in een drinkwaterleiding van Moskou gemeten. Onder verwaarlozing van het wrijvingsverlies in de leiding en voor het geval dat de snelheidsverandering optreedt in een tijd korter dan de looptijd μ , leidde hij uit de wet van Newton af (zie fig. 3):

$$\Delta H = \frac{c}{g} \cdot \Delta v \quad (1)$$

Dit betekent dat bij relatief kleine snelheidsveranderingen reeds betrekkelijk grote drukhoogte-veranderingen zullen optreden. Bij een snelheidsverandering van 0,1 m/s in een stalen leiding zal een drukhoogteverandering optreden van 10 m waterkolom = 1 bar.

Het voorgaande is in de meeste gevallen slechts van kwalitatief belang omdat niet voldaan wordt aan de voorwaarden van Joukowsky:

1. De tijd waarin de snelheidsverandering optreedt, kan groter zijn dan de looptijd μ . Dit betekent dat de drukverandering kleiner wordt dan volgens (1), als gevolg van reflecties van de drukgolf tegen de leidingeinden.
2. Het wrijvingsverlies in de leiding kan aanmerkelijk zijn in vergelijking met de gemiddelde druk in de leiding. Dit betekent dat de drukveranderingen groter worden dan volgens (1).

In de loop der jaren zijn goede, aan de praktijk getoetste, berekeningsmethoden ontwikkeld: grafische methoden zowel als methoden geschikt voor de rekenmachine.

2. Mathematische beschrijving van waterslag

De vloeistofbeweging in een leiding kan worden beschreven door differentiaal vergelijkingen die volgen uit de bewegingswet van Newton en de wet van behoud van massa.

Bewegingsvergelijking (zie ook fig. 4):

Een vloeistofelementje ondervindt in de stromingsrichting de volgende krachten:

$$\text{Drukkracht } pA - (pA + \frac{\partial pA}{\partial s} \Delta s)$$

$$\text{Ontbondene eigen gewicht elementje } \rho g \Delta s \left(\frac{A + A + \frac{\partial A}{\partial s} \Delta s}{2} \right) \sin \alpha$$

$$\text{Wrijvingskracht } -\tau \Delta s$$

$$\text{Ontbondene drukkrachten op zijwand elementje } (p + \frac{1}{2} \frac{\partial p}{\partial s} \Delta s) \frac{\partial A}{\partial s} \Delta s$$

$$\text{De massa van het elementje is } \rho \Delta s \left(\frac{A + A + \frac{\partial A}{\partial s} \Delta s}{2} \right)$$

$$\text{De versnelling bedraagt } \frac{dv}{dt}.$$

Volgens Newton geldt dan:

$$pA - (pA + \frac{\partial pA}{\partial s} \Delta s) - \rho g \Delta s \left(\frac{A + A + \frac{\partial A}{\partial s} \Delta s}{2} \right) \sin \alpha - \tau \Delta s$$

$$+ (p + \frac{1}{2} \frac{\partial p}{\partial s} \Delta s) \frac{\partial A}{\partial s} \Delta s = \rho \Delta s \left(\frac{A + A + \frac{\partial A}{\partial s} \Delta s}{2} \right) \frac{dv}{dt} \quad (2)$$

Na verwaarlozen van termen van lagere orde en delen van beide leden van de vergelijking door $\rho A \Delta s$ ontstaat:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial s} + g \sin \alpha + \frac{\tau}{\rho A} + \frac{dv}{dt} = 0 \quad (2a)$$

Onder aanname dat de wandwrijving τ bij niet-stationaire stroming weinig afwijkt van die behorend bij stationaire stroming kan voor τ geschreven worden:

$$\tau \Delta s = \rho g \Delta H_A$$

$$\tau \Delta s = \rho g \lambda \frac{\Delta s}{4A/O} \cdot \frac{v|v|}{2g} A$$

$$\tau = \rho \frac{\lambda}{8} v|v|$$

Zodat (2a) geschreven kan worden als:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial s} + g \sin \alpha + \frac{\lambda}{8 \frac{A}{O}} v|v| + \frac{dv}{dt} = 0 \quad (2b)$$

Behoud van massa (zie ook fig. 5):

Behoud van massa houdt in dat het verschil tussen de hoeveelheden vloeistof die in een tijdsverloop Δt in en uit een leidingelementje Δs stromen gelijk is aan de hoeveelheid vloeistof die in het leidingelement geborgen wordt ten gevolge van de elasticiteit van de vloeistof en van de buiswand. Daarbij moet in het oog gehouden worden dat Δs een functie van de tijd is, omdat de leiding ook axiaal deformeert.

Ingestroomd in Δt : $\rho Av \Delta t$

Uitgestroomd in Δt : $(\rho Av + \frac{\partial \rho Av}{\partial s} \Delta s) \Delta t$

Geborgen in Δt : $\frac{\partial \rho A \Delta s}{\partial t} \Delta t$

Zodat:

$$\rho Av \Delta t - (\rho Av + \frac{\partial \rho Av}{\partial s} \Delta s) \Delta t = \frac{\partial (\rho A \Delta s)}{\partial t} \Delta t \quad (3)$$

Met $\rho = f(s, t)$ en $A = g(s, t)$ kan (3) geschreven worden als:

$$\frac{\partial v}{\partial s} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{dA}{dt} + \frac{1}{\Delta s} \frac{d\Delta s}{dt} = 0 \quad (3a)$$

$$\text{waarin: } d\rho = \frac{\partial \rho}{\partial t} dt + \frac{\partial \rho}{\partial s} ds$$

$$dA = \frac{\partial A}{\partial t} dt + \frac{\partial A}{\partial s} ds$$

$$d\Delta s = \frac{\partial \Delta s}{\partial t} dt + \frac{\partial \Delta s}{\partial s} \Delta s = \frac{d\Delta s}{dt} \Delta t$$

Met de definiëring van de compressie modulus voor een constante massa vloeistof als

$$\frac{dV}{V} = \frac{1}{K} dp \quad \text{en} \quad \frac{dV}{V} = - \frac{d\rho}{\rho}$$

kan (3a) geschreven worden als:

$$\frac{\partial v}{\partial s} + \frac{1}{K} \frac{dp}{dt} + \frac{1}{A} \frac{dA}{dt} + \frac{1}{\Delta s} \frac{d\Delta s}{dt} = 0 \quad (3b)$$

of na vermenigvuldiging van $\frac{1}{A} \frac{dA}{dt}$ en $\frac{1}{\Delta s} \frac{d\Delta s}{dt}$ met $\frac{dp}{dp}$:

$$\rho \frac{\partial v}{\partial s} + \frac{dp}{dt} \rho \left(\frac{1}{K} + \frac{1}{A} \frac{dA}{dp} + \frac{1}{\Delta s} \frac{d\Delta s}{d\rho} \right) = 0 \quad (3c)$$

Hierin stelt $\frac{1}{K}$ de verandering van de vloeistofinhoud in het element Δs voor onder invloed van een drukverandering, en $\frac{1}{A} \frac{dA}{dp} + \frac{1}{\Delta s} \frac{d\Delta s}{d\rho}$ de verandering van de grootte van het element Δs onder invloed van een drukverandering. In het laatste geval spelen eigenschappen van de leiding en de wijze van oplegging een rol.

Na substitutie van "c" =
$$\frac{1}{\sqrt{\rho \left(\frac{1}{K} + \frac{1}{A} \frac{dA}{dp} + \frac{1}{\Delta s} \frac{d\Delta s}{d\rho} \right)}} \quad (6)$$

wordt (3c):

$$\rho \frac{\partial v}{\partial s} + \frac{1}{c^2} \frac{dp}{dt} = 0 \quad (3d)$$

Voor leidingen waarbij de dwarsdoorsnede A en de lengte van het element Δs lineair met de druk veranderen ($\frac{dA}{dp} = \text{const.}$ en $\frac{d\Delta s}{dp} = \text{const.}$) zal "c" dus constant zijn. Dit is in het algemeen het geval voor alle typen leidingen onder overdruk. Voor dunwandige relatief slappe leidingen waarin variërende onderdrukken optreden is dit niet het geval. De "constante" c in 3d stelt voor de voortplantingssnelheid van drukgolven. Dit is als volgt aan te tonen:

1^o Na substitutie van $H = \frac{p}{\rho g} + z$ en $\frac{\partial p}{\partial s} = \rho g \left(\frac{\partial H}{\partial s} - \frac{\partial z}{\partial s} \right) = \rho g \frac{\partial H}{\partial s} - \sin \alpha$ gaat de bewegingsvergelijking (2b) over in:

$$g \frac{\partial H}{\partial s} + \frac{\lambda}{8 \frac{A}{0}} v|v| + \frac{dv}{dt} = 0 \quad (2c)$$

en de behoudsvergelijking (3d) in:

$$\frac{\partial v}{\partial s} + \frac{g}{c^2} \frac{\partial H}{\partial t} = 0 \quad (3e)$$

of met $dv = \frac{\partial v}{\partial s} ds + \frac{\partial v}{\partial t} dt$:

$$g \frac{\partial H}{\partial s} + \frac{\lambda}{8 \frac{A}{0}} v|v| + \frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial s} = 0 \quad (2d)$$

2^o De term $v \frac{\partial v}{\partial s}$ is in het algemeen te verwaarlozen t.o.v. $\frac{\partial v}{\partial t}$ (zie fig. 6):

3^o Beschouw wrijvingsloze leiding: $\frac{\lambda}{8 \frac{A}{0}} v|v| = 0$

4^o Beschouw "c" is constant.

De vergelijkingen (2c) en (3d) gaan dan over in:

$$\frac{\partial H}{\partial s} + \frac{1}{g} \frac{\partial v}{\partial t} = 0 \quad (2d)$$

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{c^2}{g} \frac{\partial v}{\partial s} = 0 \quad (3f)$$

De algemene oplossing van dit stelsel vergelijkingen luidt:

$$H = F (s + ct) + f (s - ct) + H_0 \quad (4)$$

$$v = -\frac{g}{c} \left\{ F (s + ct) - f (s - ct) \right\} + v_0 \quad (5)$$

De betekenis van (4) en (5) is aan de hand van een nadere beschouwing van $H = f (s - ct)$ in een plaats-tijd diagram als volgt te zien (zie ook fig. 7):

- In punt s_1 van de leiding heerst op tijdstip t_1 een drukhoogte H_1 .
- Dezelfde drukhoogte H_1 heerst in punten van het s-t diagram voor waarden van $s-ct = \text{constant} = s_1 - ct_1$, d.w.z. $H_3 = H_1$ op tijdstip t_2 in punt s_3 van de leiding.
- In punt s_2 heerst op tijdstip t_1 een drukhoogte H_2 .
- Analoog aan het voorgaande heerst dan een drukhoogte $H_4 = H_2$ op tijdstip t_2 en punt s_4 van de leiding.

Het drukhoogte-beeld is derhalve in een tijdsverloop $t_2 - t_1$ over een afstand $c(t_2 - t_1)$ langs de leiding verschoven (zie ook fig. 8). Dit is een lopende golf die zich met een voortplantingssnelheid c in positieve s-richting voortplant. Op analoge wijze kan aangetoond worden dat $F = (s + ct)$ een lopende golf voorstelt die in negatieve s-richting loopt.

Het druk- en snelheidsverloop in de leiding is dus opgebouwd uit lopende golven die bepaald worden door de randvoorwaarden zoals die aan het linker en rechter einde van de leiding heersen. Onder invloed van de wel aanwezige wrijvingsinvloed zullen de drukhoogten bij hun loop door de leiding dempen. Enige voorbeelde van randvoorwaarden zijn aangegeven in fig. 9.

Het bepalen van waterslagdrukken in een leiding of leidingsysteem komt neer op het oplossen van de differentiaal vergelijkingen (2d) en (3e) met bijbehorende randvoorwaarden.

3. Voortplantingssnelheid van drukgolven in leidingen met cirkelvormige dwarsdoorsnede

3.1. Leidingen onder overdruk

Beschouwen we leidingen met een cirkelvormige dwarsdoorsnede waarbij de dwarsdoorsnede onder invloed van drukveranderingen cirkelvormig blijft (d.w.z. dunwandige leidingen onder overdruk en/of dikwandige relatief stijve leidingen onder onderdruk) dan geldt met fig. 10:

$$\frac{d\Delta s}{\Delta s} = \frac{d\sigma_1}{E} - \mu \frac{d\sigma_2}{E} \quad \text{en}$$

$$\frac{dO}{O} = \frac{d\sigma_2}{E} - \mu \frac{d\sigma_1}{E} \quad \text{zodat}$$

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dp} = \frac{2}{E} \left(\frac{d\sigma_2}{dp} - \mu \frac{d\sigma_1}{dp} \right) \quad \text{en}$$

$$\frac{1}{\Delta s} \frac{d\Delta s}{dp} = \frac{1}{E} \left(\frac{d\sigma_1}{dp} - \mu \frac{d\sigma_2}{dp} \right).$$

In het voorgaande stelt μ de constante van Poisson voor en p het drukverschil dat over de buiswand staat.

$\frac{d\sigma_2}{dp}$ en $\frac{d\sigma_1}{dp}$ hangen daarbij af van de wijze van verankering van de buis:

- a) Indien de leiding aan bovenstroomse zijde is verankerd, dan geldt met $pD = 2e\sigma_2$ en $p\frac{1}{4}\pi D^2 = \sigma_1\pi De$:

$$\frac{d\sigma_2}{dp} = \frac{D}{2e} \quad \text{resp.} \quad \frac{d\sigma_1}{dp} = \frac{D}{4e}, \quad \text{zodat}$$

$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \left(\frac{1}{K} + \frac{D}{eE} (5/4 - \mu) \right)}}$$

- b) Indien de leiding geheel verankerd is tegen horizontale verplaatsingen, dan geldt met $pD = 2e\sigma_2$ en $\frac{d\Delta s}{dp} = 0$:

$$\frac{d\sigma_2}{dp} = \frac{D}{2e} \quad \text{resp.} \quad \frac{d\sigma_1}{dp} = \mu \frac{d\sigma_2}{dp} = \mu \frac{D}{2e}, \quad \text{zodat}$$

$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \left(\frac{1}{K} + \frac{D}{eE} (1 - \mu^2) \right)}}$$

- c) Indien de leiding van expansiestukken is voorzien zodat hij spanningsloos is en blijft in axiale richting, dan geldt met $\sigma_1 = 0$, $pD = 2e\sigma_2$ en $\frac{d\Delta s}{dp} = 0$:
- $$\frac{d\sigma_2}{dp} = \frac{D}{2e} \quad \text{resp.} \quad \frac{d\sigma_1}{dp} = 0, \quad \text{zodat}$$

$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \left(\frac{1}{K} + \frac{D}{eE} \right)}}$$

Voor de 3 gevallen in het algemeen geldt derhalve:

$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \left(\frac{1}{K} + \frac{D}{eE} c_1 \right)}} \quad (6a)$$

waarin c_1 afhangt van de wijze van verankering. Voor $\mu = 0,3$ à $0,4$ zal c_1 dus $0,9$ à $1,0$ bedragen, zodat het effect van de wijze van verankering op de grootte van de voortplantingssnelheid c relatief klein is. Voor $c_1 = 1$ zijn voor zuiver water de voortplantingssnelheden voor verschillende leidingmaterialen - afmetingen aangegeven in fig. 11.

3.2. Leidingen onder onderdruk

Beschouwen we dunwandige relatief slappe leidingen onder variërende onderdruk dan zal naast de verandering van dwarsdoorsnede en leidinglengte door axiale en tangentiële spanningen in de leidingwand ook verandering van de dwarsdoorsnede optreden door buigende momenten ("naar plooiën neigende belastingen") in de leidingwand. Voor de bepaling van de voortplantingssnelheid van drukgolven wordt uitgegaan van een initieel niet-ronde leiding (zie ook [2] en [3]). Bij de meest voorkomende niet-ronde leidingen kan de afwijking t.o.v. de cirkelvorm geschreven worden als (zie ook fig. 12):

$$w_i = w_1 \cos 2\theta \quad (7)$$

Ten gevolge van de onderdruk p zal een additionele vervorming w optreden. Deze vervorming w wordt volgens [2] als functie van θ gegeven door:

$$\frac{d^2 w}{d\theta^2} + w = - \frac{12 (1 - \mu^2) MR^2}{Ee^3} \quad (8)$$

waarin M het buigend moment in leidingwand voorstelt. Met $M = 0$ in de

punten A, B, C, D, een positief buigend moment in AD en BC, en een negatief buigend moment in AB en BC geldt dan voor M:

$$M = S (w + w_1 \cos 2\theta)$$

$$M = -p R (w + w_1 \cos 2\theta) \quad (9)$$

(p is een onderdruk en heeft dus een negatieve waarde).

Na substitutie hiervan in (8) luidt de oplossing bij gegeven randvoorwaarden:

$$w = \frac{w_1 p}{p_{kn} - p} \cos 2\theta \quad (10)$$

waarin p_{kn} de onderdruk voorstelt waarbij plooien van de zuiver cirkelvormige dwarsdoorsnede zal optreden:

$$p_{kn} = - \frac{E}{4(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{e}{R}\right)^3 = - \frac{2E}{(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{e}{D}\right)^3 \quad (11)$$

of na verwaarlozing van μ :

$$p_{kn} = - 2E \left(\frac{e}{D}\right)^3 \quad (11a)$$

De totale afwijking t.o.v. de zuivere cirkel bedraagt:

$$w_{tot} = w_i + w = w_1 \cos 2\theta + \frac{w_1 p}{p_{kn} - p} \cos 2\theta$$

$$w_{tot} = w_i + w = \frac{w_1 p_{kn}}{p_{kn} - p} \cos 2\theta \quad (12)$$

D.w.z. de leiding blijft onder de belasting ellipsvormig. De voortplantingssnelheid volgt uit bepaling van $\frac{1}{A} \frac{dA}{dp}$, waarbij de effecten van tangentiële spanning en buigende momenten afzonderlijk bepaald worden en daarna gesommeerd:

$$\text{t.g.v. tangentiële spanningen: } \frac{1}{A} \frac{dA}{dp} = \frac{D}{eE}$$

t.g.v. buigende momenten:

$$A = \frac{1}{4} \pi D^2 - \pi w_{tot}^2$$

$$A = \frac{1}{4} \pi D^2 - \pi \left(\frac{w_1 p_{kn}}{p_{kn} - p}\right)^2$$

$$\frac{dA}{dp} = - 2\pi \frac{w_1^2 p_{kn}^2}{(p_{kn} - p)^3}$$

$$\frac{1}{A} \frac{dA}{dp} = - 8 \frac{w_1^2}{D^2} \cdot \frac{1}{p_{kn}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{p}{p_{kn}}\right)^3}, \text{ zodat}$$

$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \left(\frac{1}{k} + \frac{D}{eE} - 8 \left(\frac{w_1}{D}\right)^2 \cdot \frac{1}{p_{kn}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{p}{p_{kn}}\right)^3} \right)}} \quad (6b)$$

met $p_{kn} = - 2E \left(\frac{e}{D}\right)^3$ en $p < 0$.

De voortplantingssnelheid van drukgolven is daarmee drukafhankelijk.

De term $8 \left(\frac{w_1}{D}\right)^2 \frac{1}{p_{kn}} \frac{1}{\left(1 - \frac{p}{p_{kn}}\right)^3}$ veroorzaakt de afname van de voort-

plantingssnelheid t.o.v. die in zuiver cirkelvormige leidingen. Dit effect heeft een belangrijke invloed op de voortplanting van onderdrukgolven: meer demping dan bij constant blijvende voortplantingssnelheid.

Voor kunststof leidingen geldt wegens $\frac{1}{k} \ll \frac{D}{eE}$:

$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \left(\frac{D}{eE} - 8 \left(\frac{w_1}{D}\right)^2 \cdot \frac{1}{p_{kn}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{p}{p_{kn}}\right)^3} \right)}} \quad (6c)$$

met $p_{kn} = - 2E \left(\frac{e}{D}\right)^3$ en $p < 0$.

4. Oorzaken van waterslag in de praktijk

Waterslag kan in de praktijk onder andere veroorzaakt worden door manipulaties met afsluiters. Hierbij kunnen zowel over- als onderdrukken optreden (zie fig. 13). Bij onderdrukgolven kan de dampspanning van de vloeistof bereikt worden, er treedt dan cavitatie op ("holle ruimte"-vorming). In een lange leiding wordt vaak, afhankelijk van de wrijvingstoestand in de leiding, het debiet pas beïnvloed gedurende het laatste deel van het sluittraject van de afsluiter. Zo bedraagt voor een 20 km lange leiding met dia-

meter 1 m en snelheid 1,2 m/s het wrijvingsverlies ongeveer $400 \cdot \frac{v^2}{2g}$. Indien een schuifafsluiter aan het benedenstroomse einde wordt dichtgedraaid bedraagt de weerstand over de schuifafsluiter in 88% gesloten stand ongeveer $100 \cdot \frac{v^2}{2g}$. De totale weerstand bedraagt dan $500 \cdot \frac{v^2}{2g}$. Dat betekent dat het debiet dan nog zeker 90% ($\sqrt{\frac{400}{500}}$) van het oorspronkelijke debiet bedraagt. Hieruit volgt dat voor een totale sluittijd van $10 \mu = 400$ s de afsluiter in feite het debiet in 1 looptijd terugbrengt van 90% naar 0%. Er zal dan bij de afsluiter een drukverhoging ontstaan van $\frac{c}{g} \cdot 0,9 \cdot 1,2 \approx 110$ m waterkolom. Ten gevolge van de wrijving zal dit nog meer zijn.

Waterslag kan ook opgewekt worden door aan- en uitschakelen van pompen of door pomputval als gevolg van storing in de energievoorziening (zie fig. 14). Ook hierbij kan de onderdruk golf zo groot zijn dat ergens in de leiding cavitatie optreedt. Voornoemde cavitatie kan op een vaste plaats optreden, waarbij een groot gedeelte van de leidingdoorsnede door gas of damp onder lage druk wordt ingenomen (geconcentreerde cavitatie) of in uitgestrekte leidingdelen, waarbij een klein gedeelte van de leidingdoorsnede door gas of damp wordt ingenomen (uitgestrekte cavitatie). Geconcentreerde cavitatie kan optreden direct benedenstrooms van een afsluiter of in een hoog punt van het leidingtracé (zie fig. 15a en b). Het kan ook optreden direct achter een pomp indien de persleiding aldaar hoog ligt t.o.v. het zuigpeil van de pomp (bijv. bij grondwaterpompen met een persleiding 10-15 m boven de grondwaterspiegel). Uitgestrekte cavitatie kan in lange transportleidingen bij pomputval als volgt optreden (zie fig. 14). Na pomputval ontstaat een onderdruk golf. Deze plant zich door de leiding voort; een uitgestrekt gebied met cavitatie ontstaat en loopt daarna ten gevolge van de benedenstroomse hogere druk weer dicht. Zowel bij het dichtlopen van geconcentreerde als uitgestrekte cavitatie kunnen hoge drukken optreden.

5. Berekeningsmogelijkheden en waterslagvoorzieningen

Met rekenmachineprogramma's is het reeds geruime tijd mogelijk gecompliceerde leidingsystemen op waterslag door te rekenen. Men dient zich er echter ter dege rekenschap van te geven dat in wezen de juistheid van de randvoorwaarden bepalend is voor de nauwkeurigheid van de uitkomsten. Onder randvoorwaarden zijn, zoals reeds uit paragraaf 3 bleek, niet alleen te verstaan de karakteristieken van pompen, afsluiters of terugslagkleppen, maar ook het gedrag van de vloeistof voor de gevallen waarin de dampspanning benaderd

wordt en het gedrag van leiding en leidingmateriaal.

Voor "schoon"-water zijn de traditionele waterslagberekenningsmethoden thans aangevuld met berekeningsmodellen voor geconcentreerde of uitgestrekte cavitatie. In deze berekeningsmodellen wordt er van uitgegaan dat bij het bereiken van de dampspanning dampbellen ontstaan waarin de dampspanning heerst. Tijdens de "expansie" en "compressie" blijft de druk in de bellen gelijk aan de dampspanning. Diffusie van in de vloeistof opgeloste gassen naar de dampbellen wordt verwaarloosd. Twee cavitatiemodellen zijn daartoe in de laatste jaren ontwikkeld en aan proeven getoetst:

Het belmengsel model en het dunne-bel model (zie fig. 15 en [7]). De berekende drukken zijn in het algemeen aan de veilige kant; van het uittreden van gassen wordt een dempende werking verwacht.

Voor rioolwater wordt vrij arbitrair gesteld dat de traditionele berekeningen nog betrouwbaar zijn, indien de drukken niet lager worden dan - 7 m. waterkolom t.o.v. atmosferische druk. In veel gevallen worden berekeningen uitgevoerd voor een aantal waarden van de voortplantingssnelheid wegens de onbekendheid van het gehalte vrij gas. Onderdrukken groter dan - 7 m. waterkolom worden in rioolwaterpersleidingen bovendien niet toelaatbaar geacht wegens de kans op hoge drukken bij het weer aanzetten van de pompen t.g.v. compressie van ontstane gasbellen.

Voor ruwe olie worden eveneens de traditionele berekeningsmethoden toegepast. Voor de vaststelling van de voortplantingssnelheid van drukgolven wordt gebruik gemaakt van de compressiemodulus zoals die door de ontwerpers verstrekt wordt c.q. ontleend kan worden aan de A.P.I. De voortplantingssnelheid is echter niet geheel drukonafhankelijk, hetgeen kan wijzen op invloed van vrij gas. Aangezien nog weinig bekend is over de mate van ontgassing c.q. verdamping bij sterke drukdaling dienen de cavitatie-berekeningsmodellen zoals die voor water ontwikkeld zijn met reserve te worden toegepast.

Op grond van berekeningen kan vastgesteld worden of bijzondere voorzieningen nodig zijn. Waterslagvoorzieningen worden toegepast om de volgende redenen:

1. Ter voorkoming van te hoge drukken.
2. Ter voorkoming van onderdrukken. Bijvoorbeeld bij drinkwaterleidingen wegens de kans op aantrekken van vreemd water of wegens niet bestand zijn van de leiding of leidingverbinding tegen onderdruk.
3. Ter voorkoming van geconcentreerde of uitgestrekte cavitatie, meestal alleen in die gevallen waarbij het dichtlopen ontoelaatbare drukken geeft

of frequent voorkomen van dit verschijnsel ongewenst is.

De voorzieningen berusten er allen op de snelheidsverandering in de leiding minder snel te maken ofwel de debieten geleidelijker te laten toe- of afnemen. Bij normaal bedrijf betekent dit regeling van de afsluiters en pompen. Hoe dit moet gebeuren kan zonodig bepaald worden met waterslagberekeningen. Bij noodgevallen, als snelsluitende afsluiters of pompuitval door storing in de energievoorziening worden de snelle snelheidsveranderingen voorkomen door het leidingdebiet te laten "overnemen" door een voorziening die "zelf" zorgt voor geleidelijke afname. Een veel toegepaste voorziening is de buffertoren of de windketel. De werking van een buffertoren is aangegeven in fig. 16. Een windketel werkt volgens hetzelfde principe. De vloeistof is in dat geval laag opgeslagen met daarboven een luchtkussen (zie fig. 17). Enige resultaten van berekeningen, uitgevoerd voor een recent gebouwde transportleiding met buffertoren zijn aangegeven in fig. 18 en fig. 19. Wegens de relatief kleine schachtdiameter van de toren (2 m) is een ruime kelder (diameter 4 m, lengte 25 m) nodig om leegslingeren van de toren - met luchtaanzuiging naar de leiding - te voorkomen. De max. onderdruk in de leiding is beperkt tot ca. 0,5 m waterkolom. Het leidingdebiet neemt zeer geleidelijk in ca. 200 s af tot nul. Bij dergelijke voorzieningen dient veel aandacht besteed te worden aan de keuze van de terugslagkleppen. Aangezien in de eerste seconden na pompuitval de druk bij de toren hoog blijft, neemt het debiet in het leidingdeel tussen de zuigkelder en de toren snel af. Het resultaat van een globale berekening van het debietverloop tussen pomp en buffertoren is aangegeven in fig. 20. Bij uitval van 2 RWA-pompen neemt hier het debiet in 1,3 s tot nul af dankzij de relatief grote leidinglengte tussen pomp en toren. Een vrijvallende gewichtbelaste terugslagklep zal in deze tijd praktisch geheel sluiten. Bij grotere leidingdiameters en kortere leidinglengten tussen pomp en toren is dit niet het geval en kan de klep te laat met een klap in retourstroming sluiten. Kleppen die over het laatste gedeelte van hun sluittraject beremd worden, dienen dan toegepast te worden, waarbij enige retourstroming wordt toegelaten. De beremming bestaat meestal uit een met olie gevulde cylinder met één of meer omloopkanalen. Juiste dimensionering en afstelling van de beremming is van uitermate groot belang. Bij foutieve afstelling kan de beremming averechts werken. Helaas gebeurt het afstellen in de praktijk nog vaak te empirisch.

Mathematische modellen zijn ontwikkeld om in de ontwerpfase behulpzaam te zijn bij het kiezen van het juiste kleptype (zie ook [4]).

Een andere waterslagvoorziening die nogal eens wordt toegepast om grote onderdrukken bij pomputval te vermijden is een vliegwiel op de pomp. In fig. 21 is het effect van een dergelijke voorziening aangegeven: zonder vliegwiel bestaat kans op cavitatie in de leiding, mét vliegwiel neemt het debiet geleidelijker af en treden minder grote onderdrukken op als gevolg van reflecties van drukgolven tegen het benedenstroomse reservoir. Een voorbeeld van een leiding waarbij een vliegwiel is toegepast, is aangegeven in fig. 22. Enige resultaten van uitgevoerde berekeningen voor deze leiding zijn aangegeven in fig. 23, fig. 24 en fig. 25. Het benodigde totale polaire massa-tragheidsmoment van de pomp en vliegwiel bedroeg hier ca. 1 kgm^2 om de maximale onderdruk in de leiding te beperken tot - 5 m waterkolom ten opzichte van atmosferische druk. Uit fig. 25 blijkt tevens dat het debiet na pomputval in 25 s tot nul afneemt. Een eenvoudige terugslagklep zal dit zonder problemen kunnen volgen.

Om olieleidingen tegen ontoelaatbare overdrukken te beschermen worden nogal eens zogenaamde drukbegrenzers (pressure relief valves) toegepast. Twee principes zijn aangegeven in fig. 26. Van belang is dat deze voorziening in staat is de gewenste hoeveelheid vloeistof af te voeren bij de gewenste drukbegrenzingswaarde en dat ze snel reageren. Het laatste houdt in dat ze zo dicht mogelijk op de leiding geplaatst moeten worden en dat ze een kleine traagheid hebben. Benodigde aantallen en typen kunnen weer op grond van waterslagberekeningen bepaald worden. Een voorbeeld van toepassing van deze voorziening is een transport- en laadsysteem voor ruwe olie in Kuweit (fig. 27). De totale leidinglengte bedraagt hier ca. 25 km, het debiet $5 \text{ m}^3/\text{s}$, de diameter van de leiding 1,20 m. Bescherming van het systeem is nodig omdat het mogelijk geacht werd dat bij calamiteiten de scheepsafsluiters in korte tijd (15 - 40 s) gesloten kunnen worden. Zonder voorzieningen zou een druk van ca. 60 atmosfeer optreden, alsmede cavitatie in de Noordelijke en Zuidelijke tankleidingen. Om dit te voorkomen werd de volgende beveiliging gekozen: drukbegrenzers op het laadeiland (230 m oliekolom), drukschakelaar en radiosignaal op het laadeiland die de pompen uitschakelt bij het bereiken van een drukhoogte 212 m oliekolom, drukbegrenzers aan de zuigzijde van de pompen (175 m oliekolom). De resultaten van berekeningen zijn aangegeven in de figuren 28 t/m 32. In fig. 31 is duidelijk te zien dat de drukbegrenzer

ca. 1 minuut in werking zal zijn. Fig. 32 toont onder andere het volgende: de scheepsafsluiters reduceren het debiet pas over het laatste deel van het sluittraject - de wijze van "overnemen" door de drukbegrenzers - het maximum debiet door de drukbegrenzer bedraagt ca. 75% van het leidingdebiet - de hoeveelheid olie die moet worden opgeslagen bedraagt ca. 100 m³. De drukbegrenzers moeten dicht op de leiding en bij de afsluiters staan. Indien dit laatste niet mogelijk is, dienen detail-berekeningen uitgevoerd te worden. Zoals reeds is opgemerkt kan in lange transportleidingen uitgestrekte cavitatie ontstaan t.g.v. pomputval. Tot voor enige jaren werden veelal buffertoren of windketels gebouwd om dit verschijnsel te voorkomen wegens onbekendheid met de gevolgen van het dichtlopen van dergelijke uitgestrekte cavitatie. Bij de Technische Hogeschool te Delft (Laboratorium voor Vloeistofmechanica) en het Waterloopkundig Laboratorium zijn daarom theorieën ontwikkeld die dit verschijnsel beschrijven. Toetsing van deze theorieën heeft inmiddels met succes in modellen plaats gevonden. Op grond hiervan zijn belangrijke transportleidingen zoals Biesbosch-Berenplaat (27 km met diameter 1,80 m) en Andelse Maas-duinen niet van een buffertoren of windketel voorzien. Voor nadere informatie over het optreden van uitgestrekte cavitatie na pomputval wordt verwezen naar [4, 5, 6].

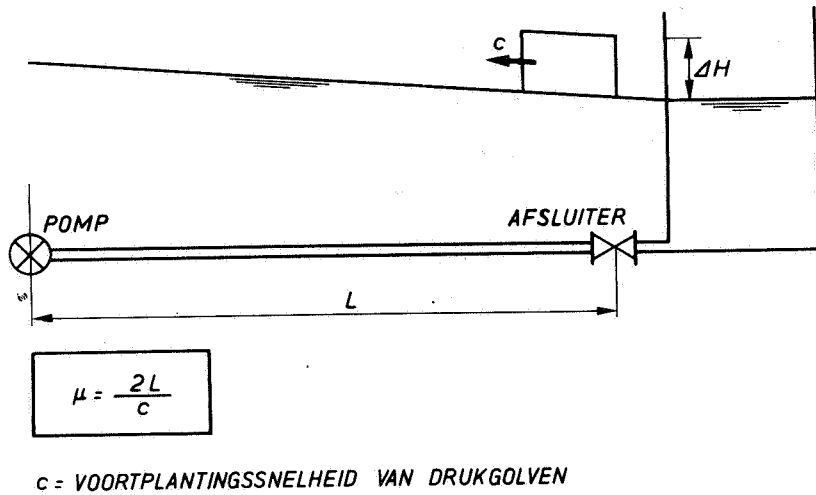
Referenties

- [1] Streeter, V.L. en Wylie, E.B.,
Hydraulic transients.
McGraw-Hill Book Company - 1967.

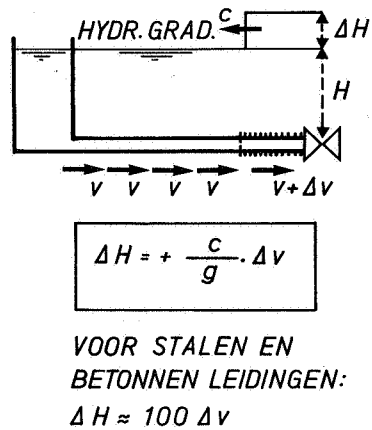
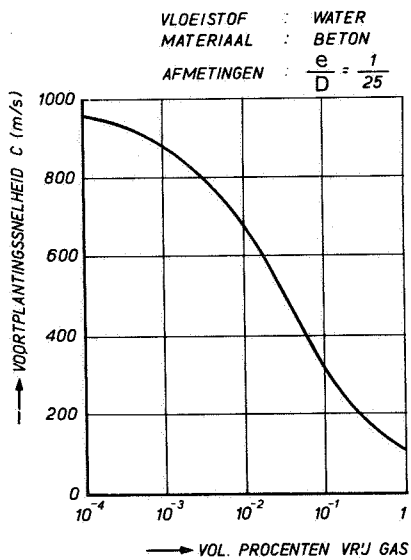
- [2] Timoshenko, S.P. en Gere, J.M.,
Theory of elastic stability.
McGraw-Hill Book Company - 1961.

- [3] Larsen, I.,
Development and propagation of underpressure fronts influenced by buckling of the pipe wall.
Second International Conference on Pressure Surges, September 1976.
B.H.R.A. Fluid Engineering, 1976.

- [4] Wijdieks, J.,
Wrijvingsverliezen en waterslag bij watertransportleidingen.
H₂O, nr. 25, 5 december 1974.
(Publikatie nr. 140N van het Waterloopkundig Laboratorium).
- [5] Kalkwijk, J.P., Kranenburg, C., Vreugdenhil, C.B., de Vries, A.H.,
Investigation into cavitation in long horizontal pipelines caused by water-
hammer.
6th I.A.H.R.-Symposium, section for hydraulic machinery equipment and
cavitation, september, 1972.
(Publikatie nr. 115 van het Waterloopkundig Laboratorium).
- [6] Provoost, G.A.,
Investigation into cavitation in a prototype pipeline caused by water-
hammer.
Second International Conference on Pressures Surges, London, sept., 1976.
(Publikatie nr. 170 van het Waterloopkundig Laboratorium).
- [7] Kranenburg, C.,
Cavitation in transportleidingen als gevolg van waterslag.
de Vries, A.H.,
Cavitation in transportleidingen als gevolg van waterslag.
Wijdieks, J.,
Oorzaken en beheersen van waterslagverschijnselen in transportleidingen.
K.I.v.I.-Symposium "Niet-stationaire hydrodynamische verschijnselen in
transportleidingen voor vloeistoffen", juni 1972.
(Publikatie nr. 109N van het Waterloopkundig Laboratorium).

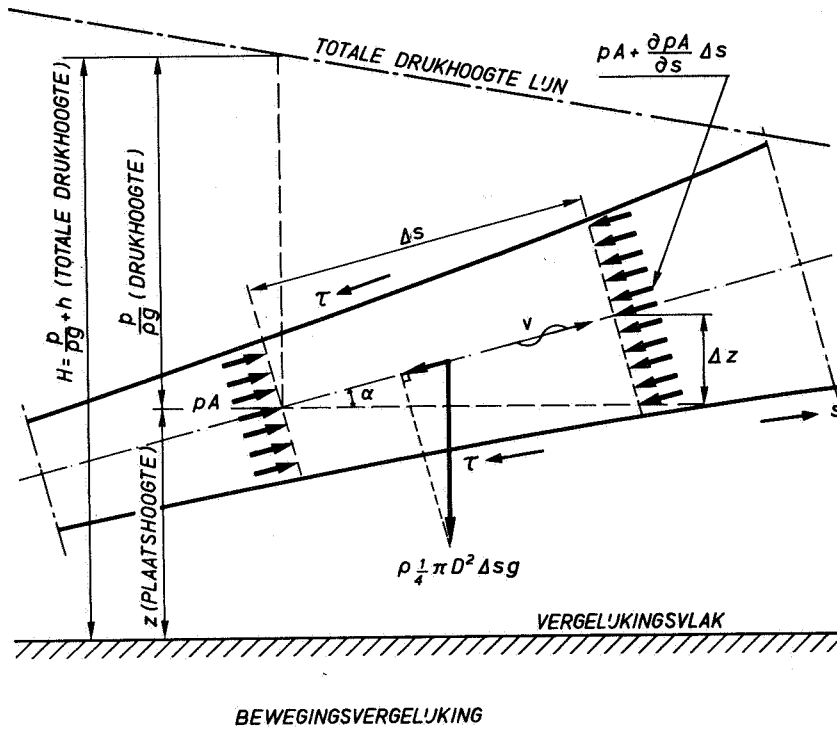


Figuur 1. Looptijd van drukgolven

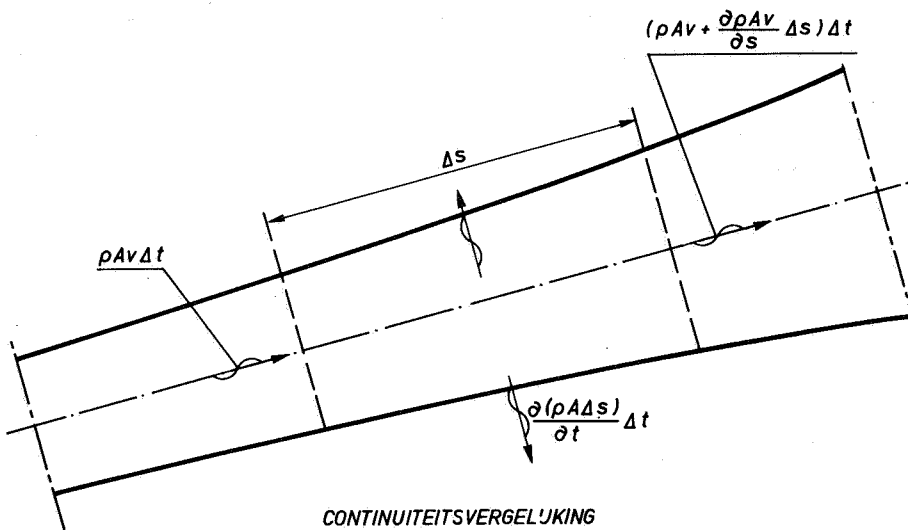


Figuur 3. Formule van Joukowsky

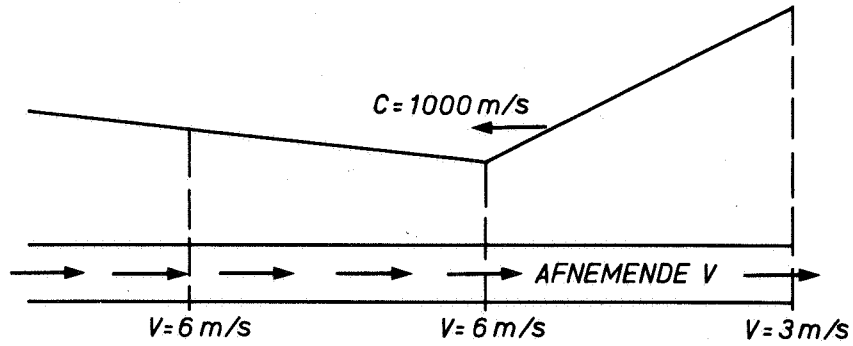
Figuur 2. Invloed gehalte vrij gas op voortplantings-snelheid



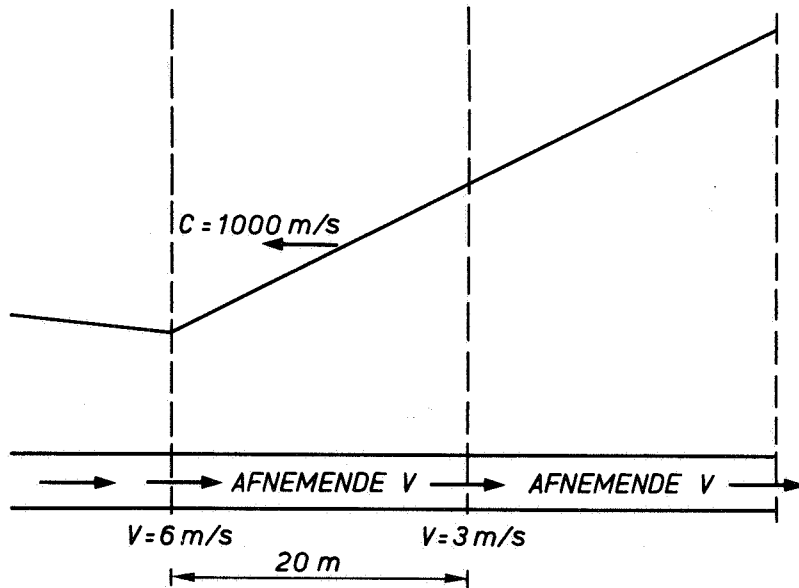
Figuur 4. Bewegingsvergelijking



Figuur 5. Behoud van massa



TOESTAND OP TIJDSTIP t

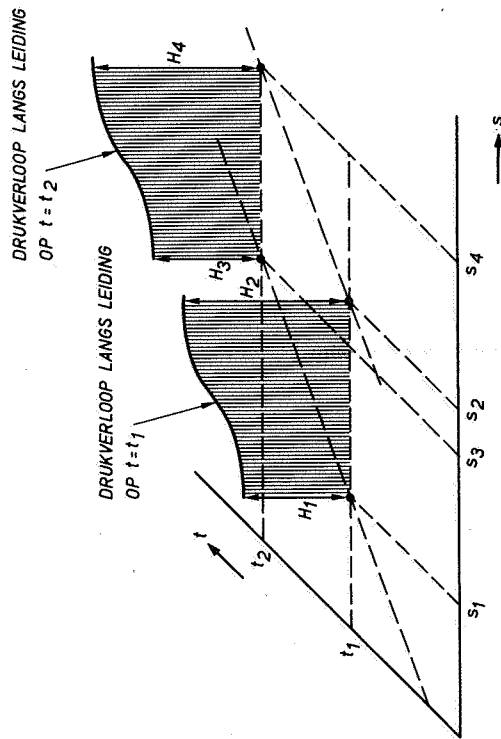
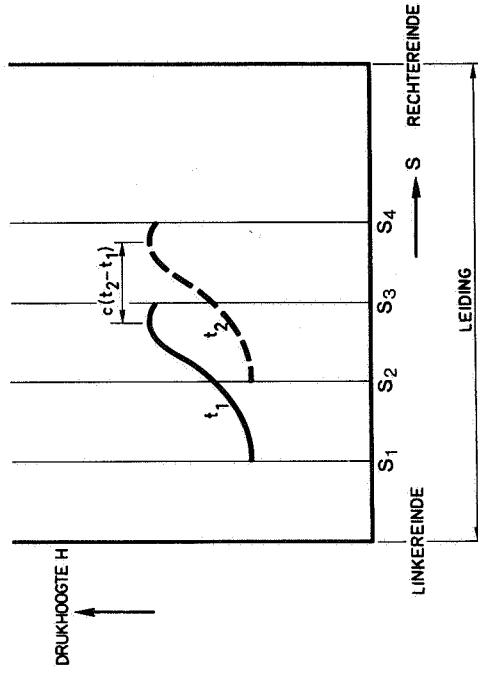


TOESTAND OP TIJDSTIP $t + 0,02 \text{ s}$

$$\frac{\partial V}{\partial t} = \frac{6-3}{0,02} = 150 \text{ m/s}^2$$

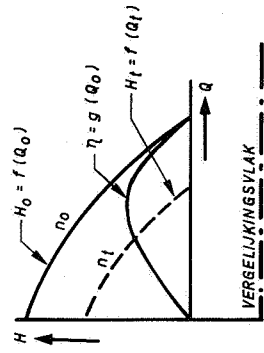
$$v \frac{\partial V}{\partial s} = 4,5 \cdot \frac{6-3}{20} = 0,7 \text{ m/s}^2$$

Figuur 6. Afschatting $v \frac{\partial v}{\partial s}$



Figuur 8. Lopende golf

Figuur 7. s-t-H diagram



BEW. VERG. VOOR DRAAIENDE DELEN:

$$M = I_p \frac{\partial \omega}{\partial t} \quad w = 2 = \pi n$$

VLOEISTOKKOPPEL OP DRAAIENDE DELEN NA WEGVALLEN AANDRIJVING:

$$M = \frac{\rho g Q H}{\eta \omega}$$

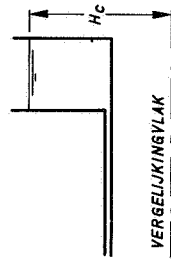
AFFINITEITS REGELS:

$$Q/Q_0 = n/n_0$$

$$H/H_0 = (n/n_0)^{1/2}$$

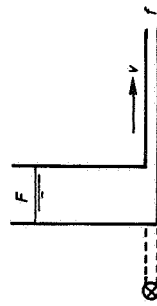
$$\frac{\eta}{\eta_0} = 1$$

UITVALLENDE POMP



$$H = H_c$$

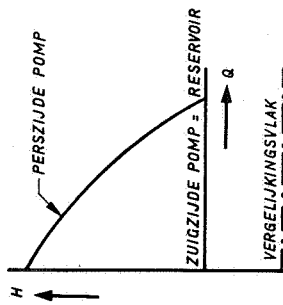
RESERVOIR MET CONSTANT NIVEAU



VERG. VLAK

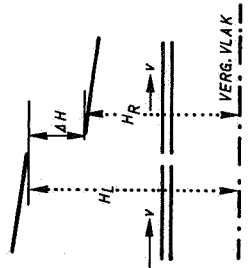
$$\frac{\partial H}{\partial t} = f \cdot v$$

LEEGLOPENDE TOREN



$$H = f(Q)$$

POMP DRAAIEND MET CONSTANT TOERENTAL

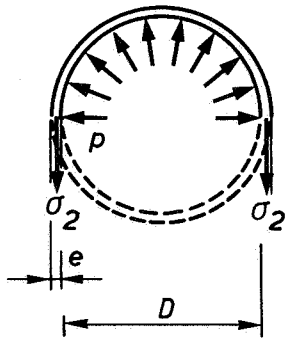
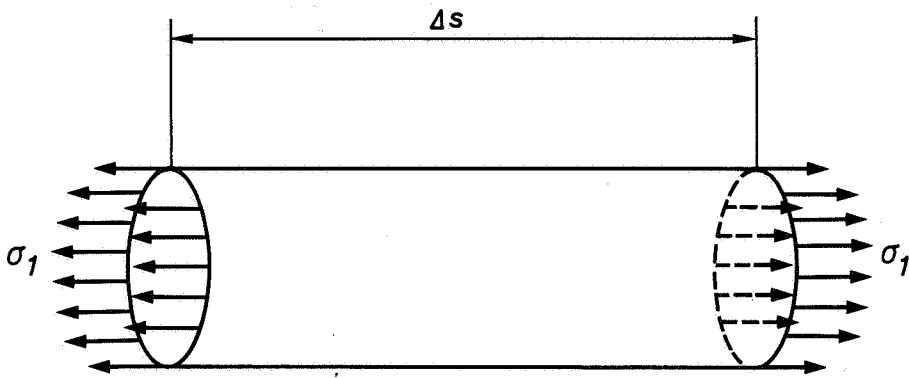


VERG. VLAK

$$\Delta H = H_L - H_R = \sum (1) \cdot \frac{v^2}{2g}$$

SLUITENDE AFSLUITER

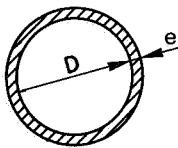
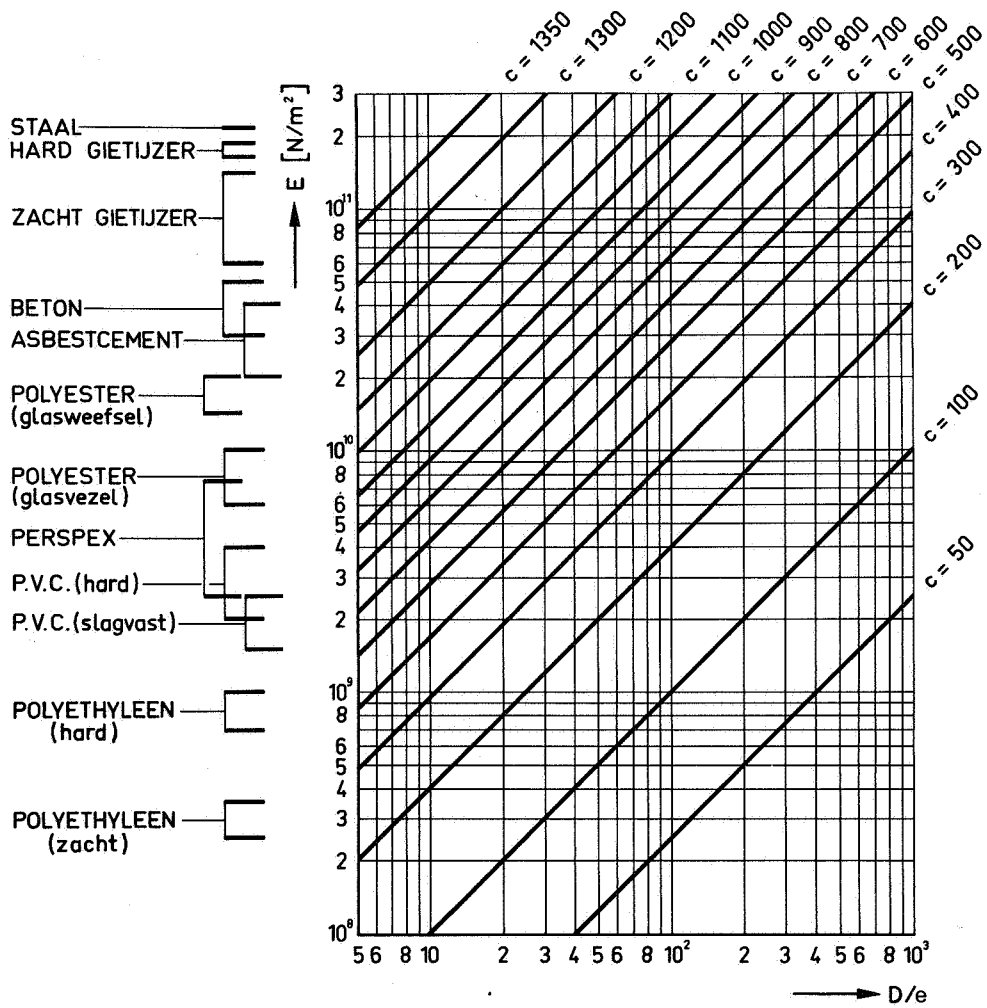
Figuur 9. Randvoorwaarden



$$A = \frac{1}{4} \pi D^2$$

$$O = \pi D$$

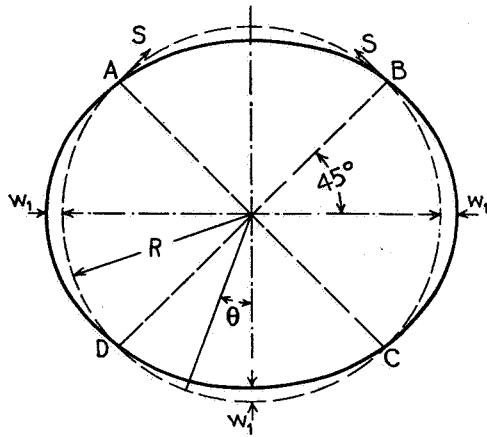
Figuur 10. Vervorming door axiale en tangentiële spanningen



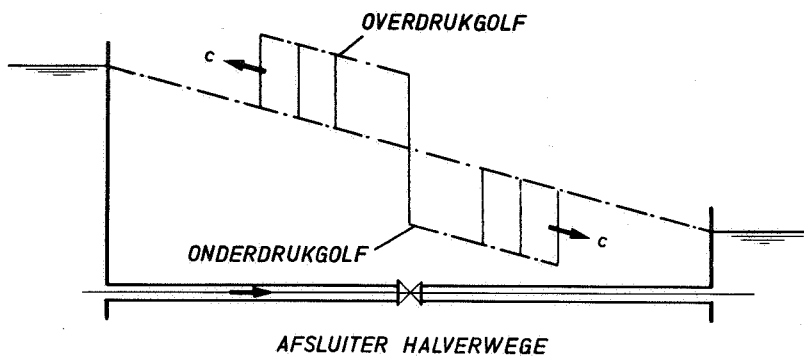
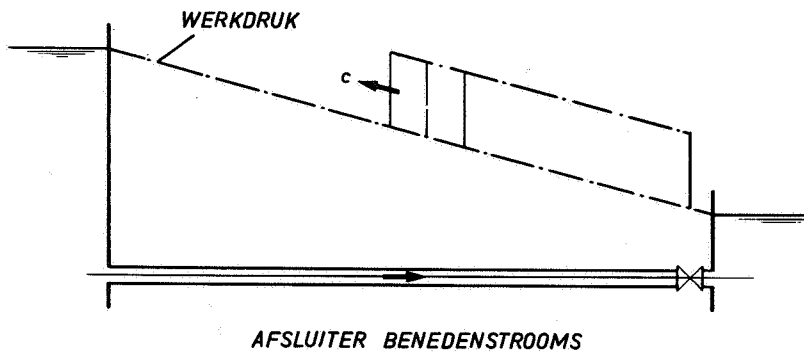
$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \left(\frac{1}{K} + \frac{D}{Ee} \right)}}$$

- E = ELAST. MOD. BUISWAND [N/m²]
- ρ = DICHTHEID VAN DE VLOEISTOF [kg/m³]
- c = VOORTPLANTINGSSNELHEID [m/s]
- K = KOMPRESSIEMODULUS VAN DE VLOEISTOF = 2,05 · 10⁹ N/m² VOOR ZUIVER WATER

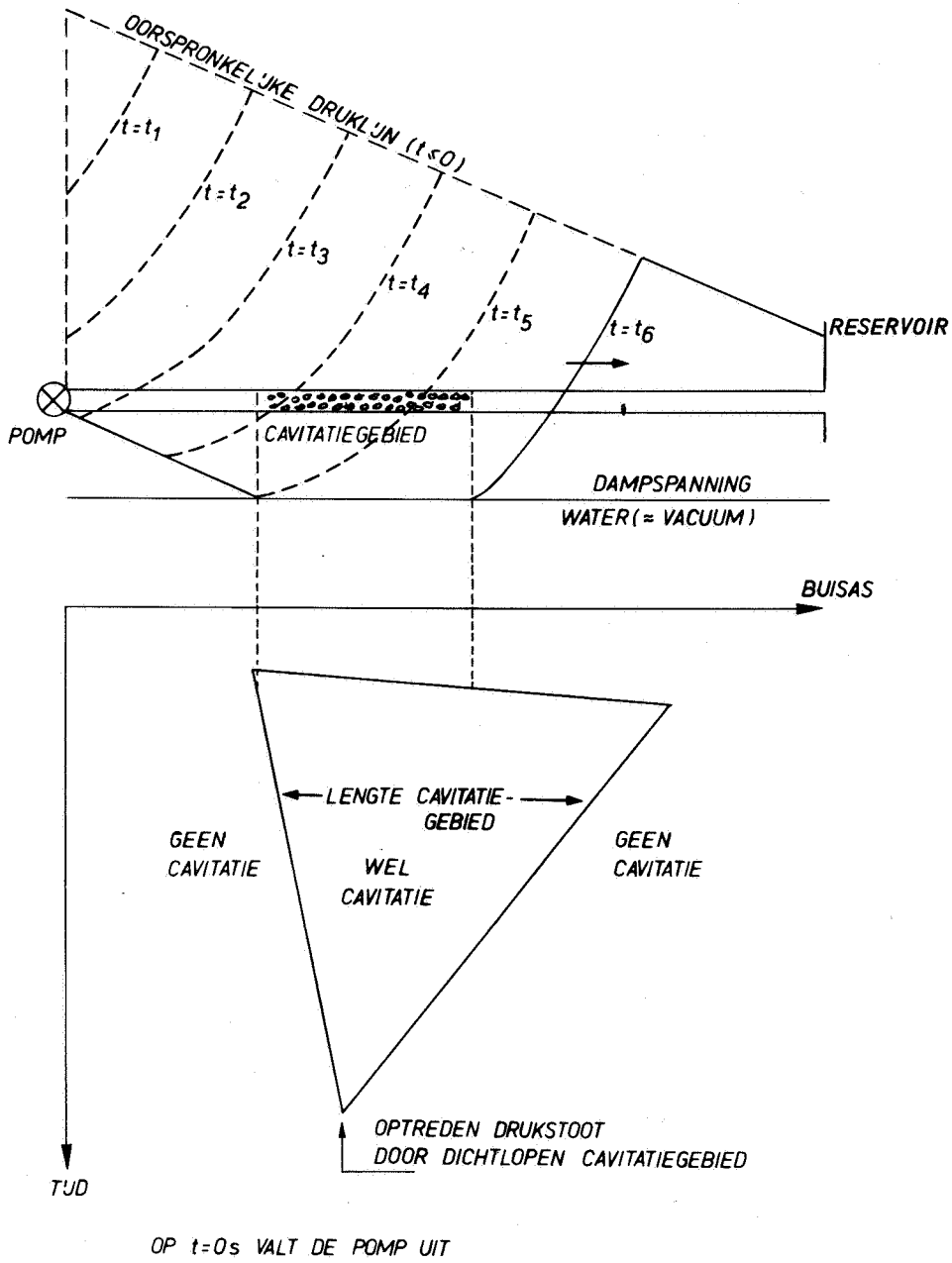
Figuur 11. Voortplantingssnelheid van drukgolven in leidingen met zuiver water



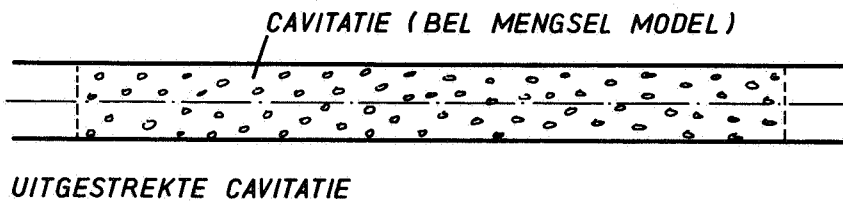
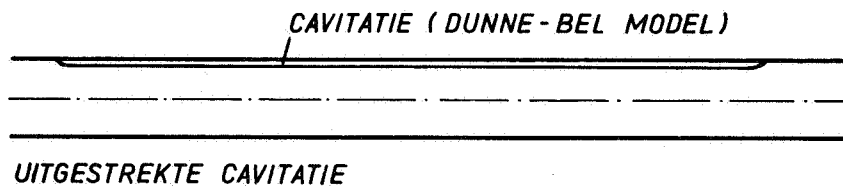
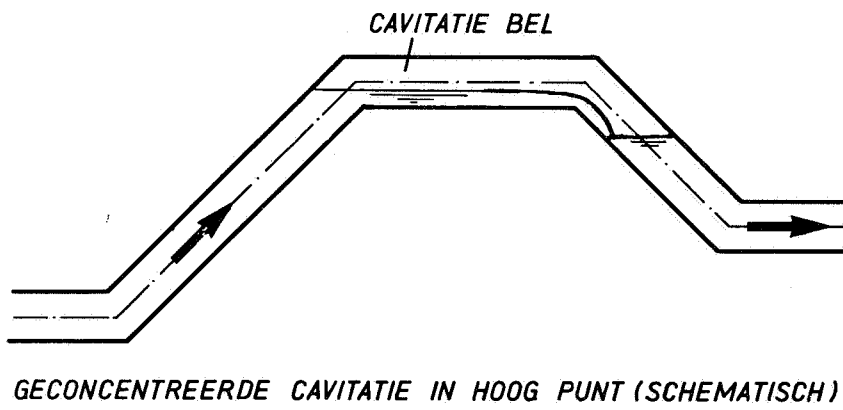
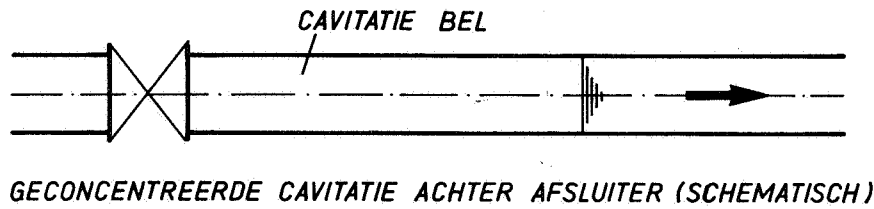
Figuur 12. Initieel vervormde leiding



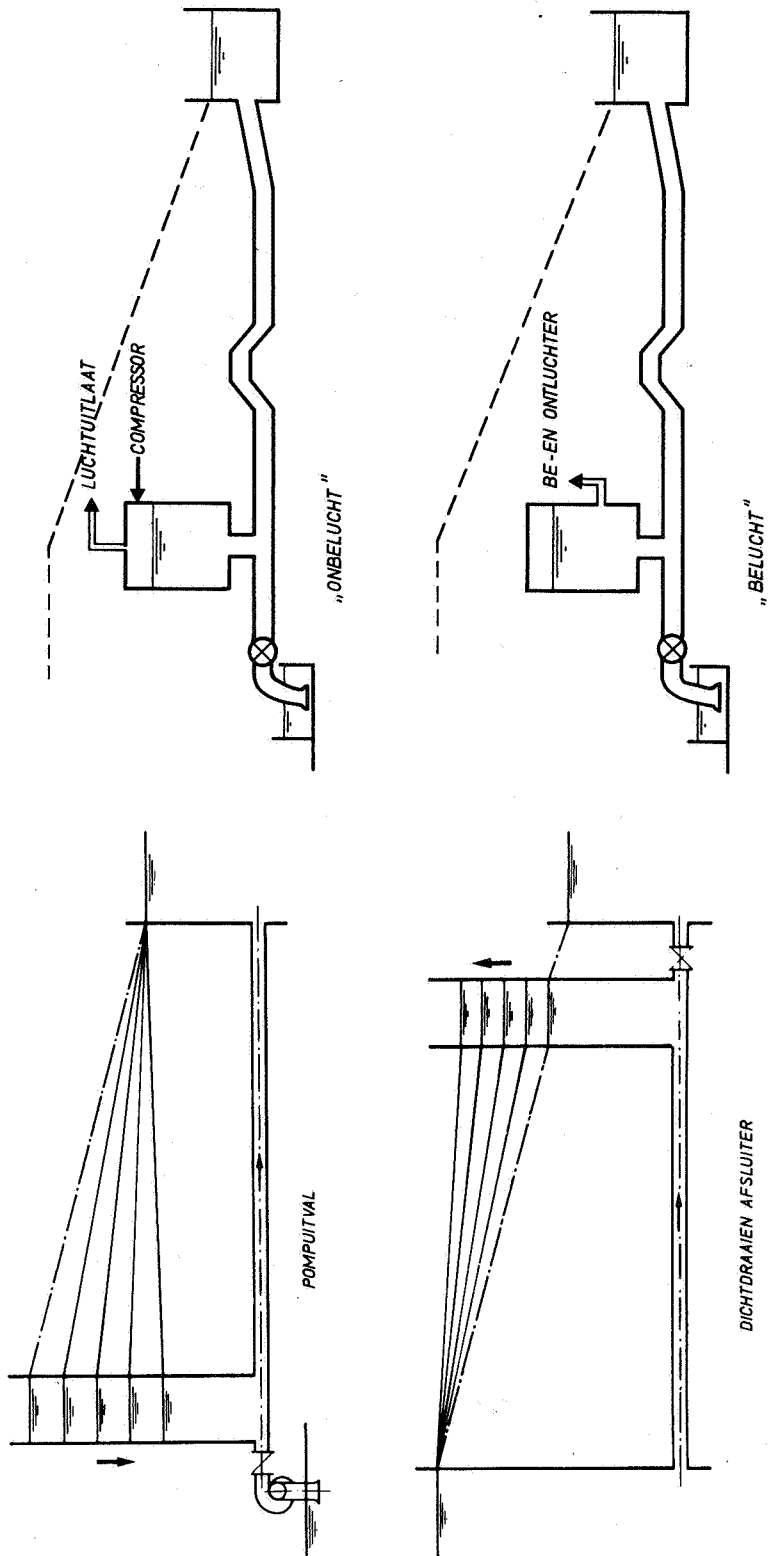
Figuur 13. Gevolgen van sluiten van een afsluiter



Figuur 14. Pomputval met uitgestrekte cavitatie

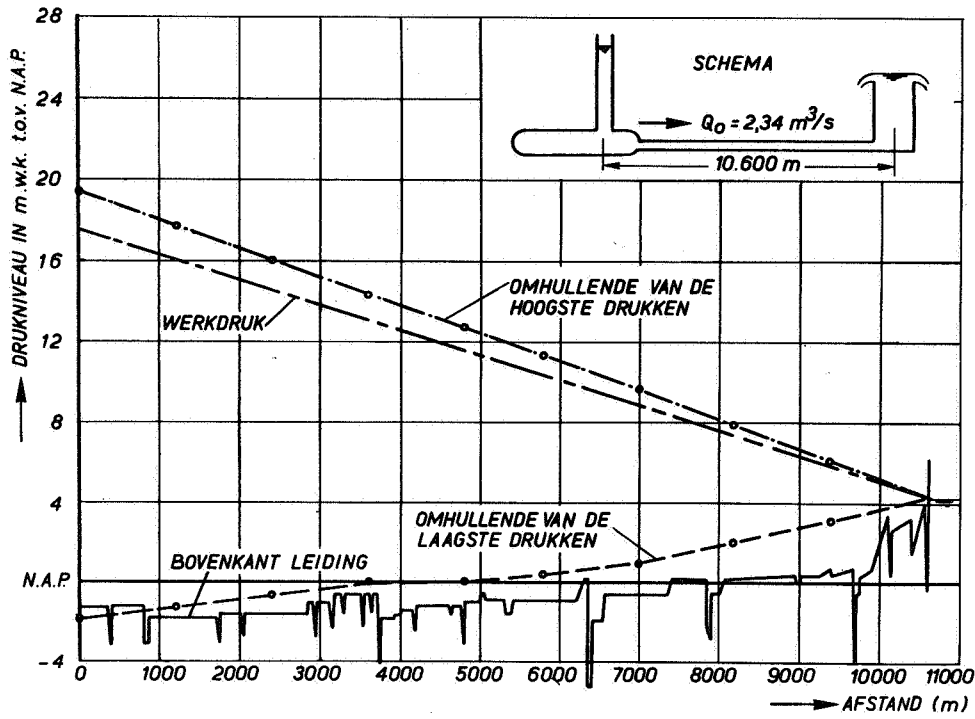


Figuur 15. Cavitatievormen

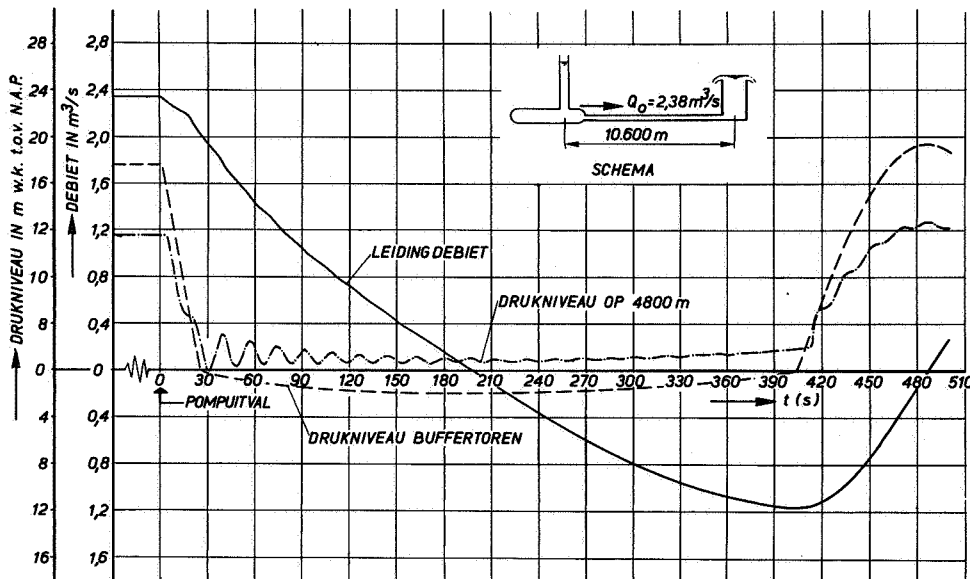


Figuur 17. Typen windketels

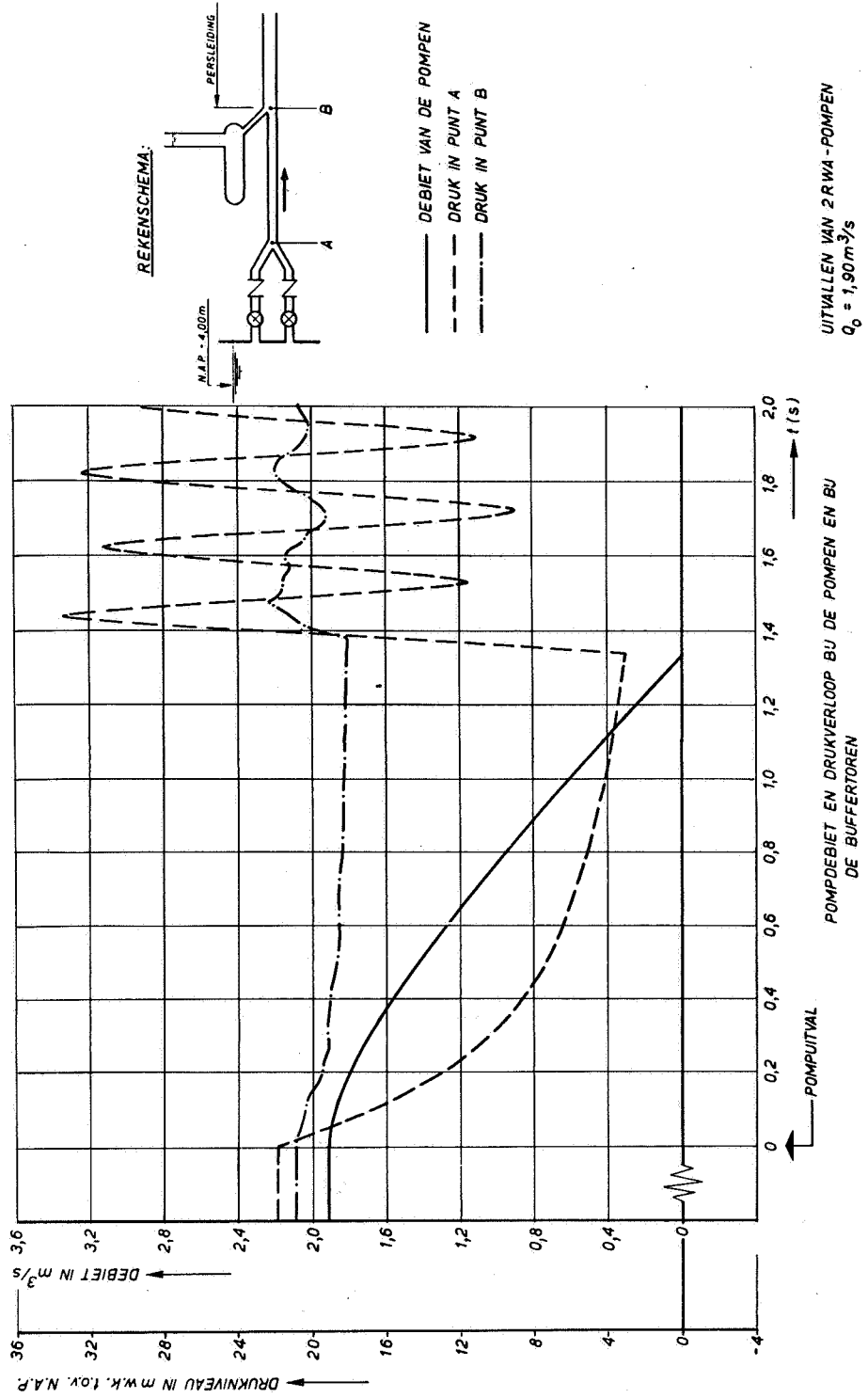
Figuur 16. Effect van een buffertoren



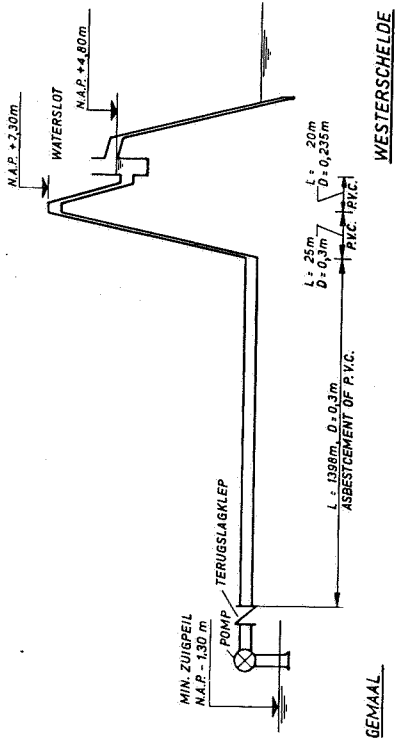
Figuur 18. Extreme drukken in een leiding met buffertoren



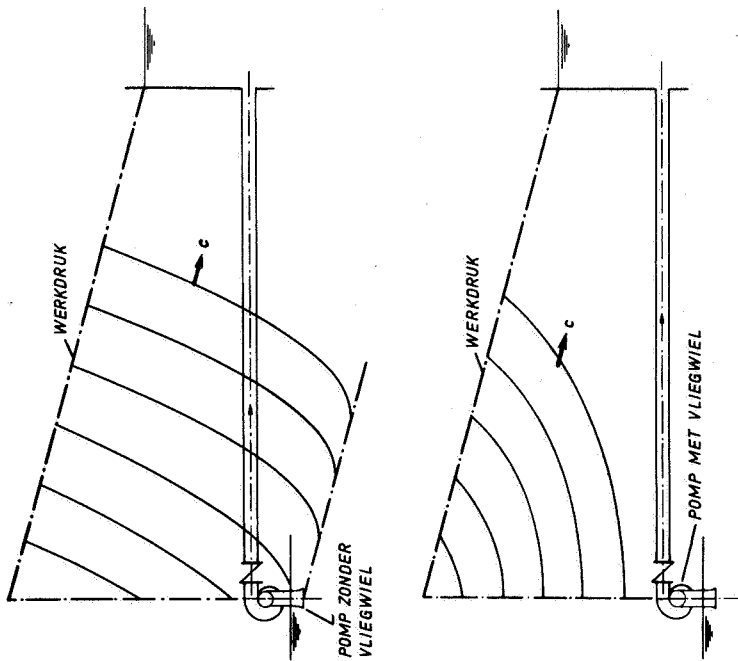
Figuur 19. Debiet- en drukverloop in een leiding met buffertoren



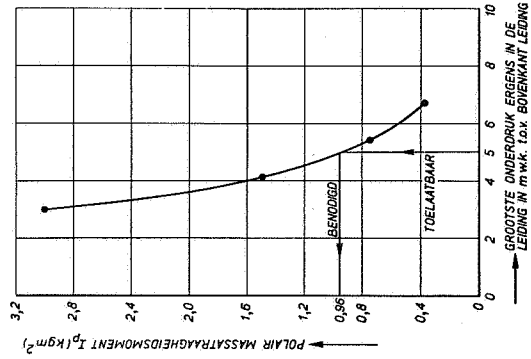
Figuur 20. Debiet- en drukverloop in de leiding tussen pomp en buffertoren



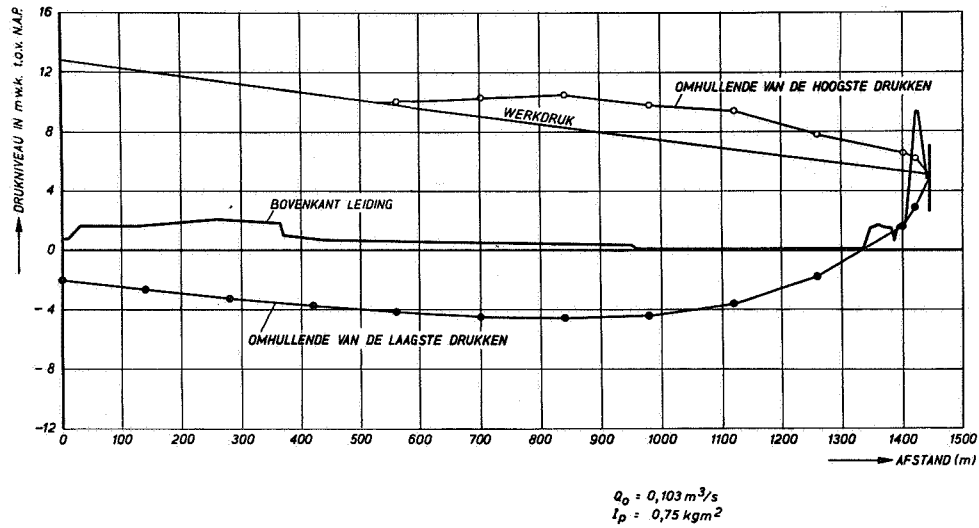
Figuur 22. Praktijkvoorbeeld van een vliegwiel



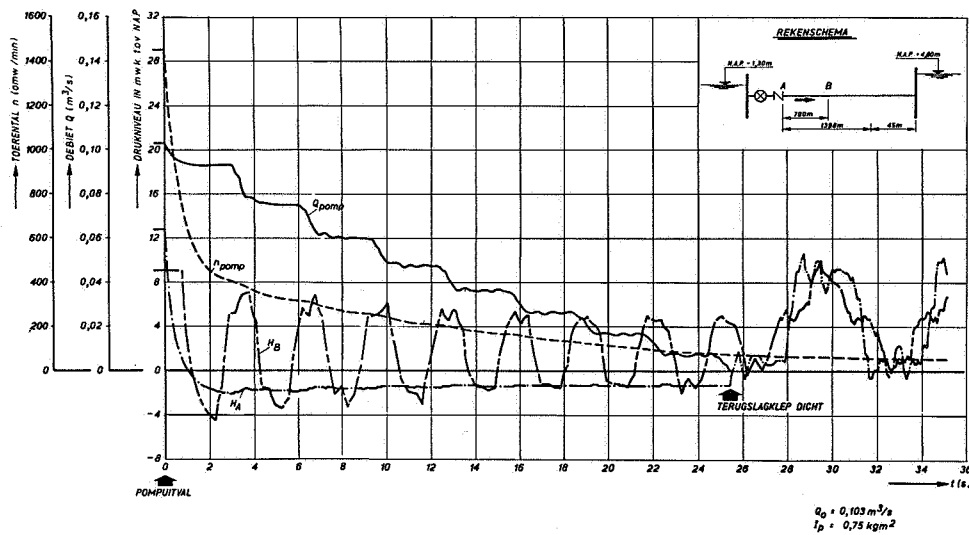
Figuur 21. Effect van een vliegwiel



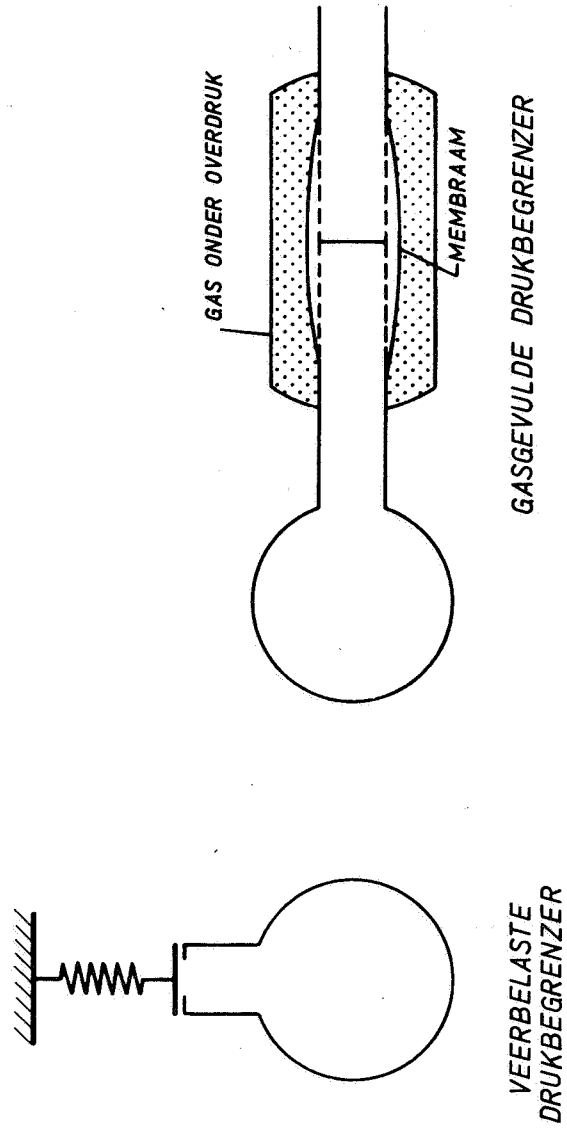
Figuur 23. Invloed vliegwielgrootte op maximale onderdruk in de leiding



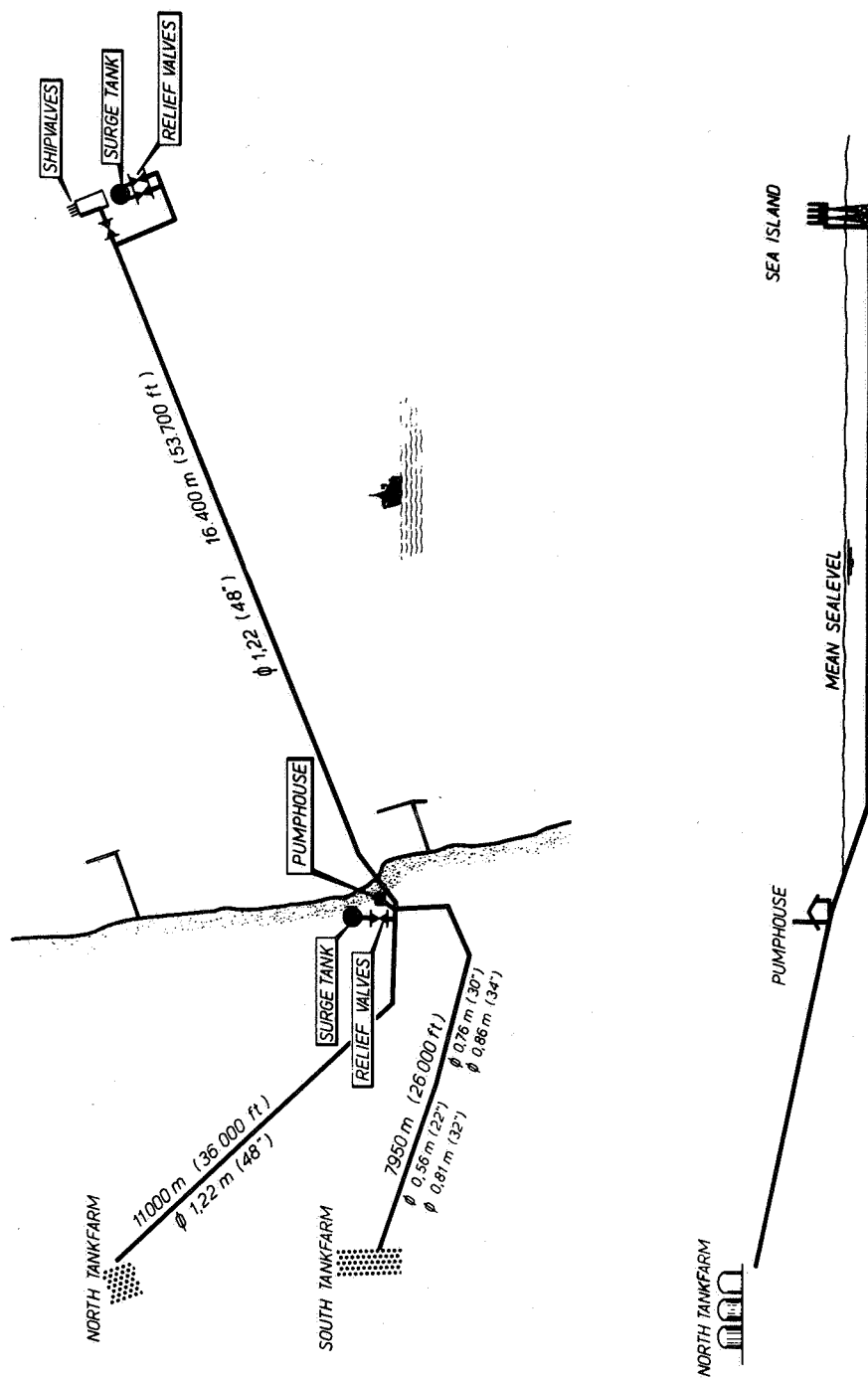
Figuur 24. Extreme drukken in de leiding met vliegwielbeveiliging



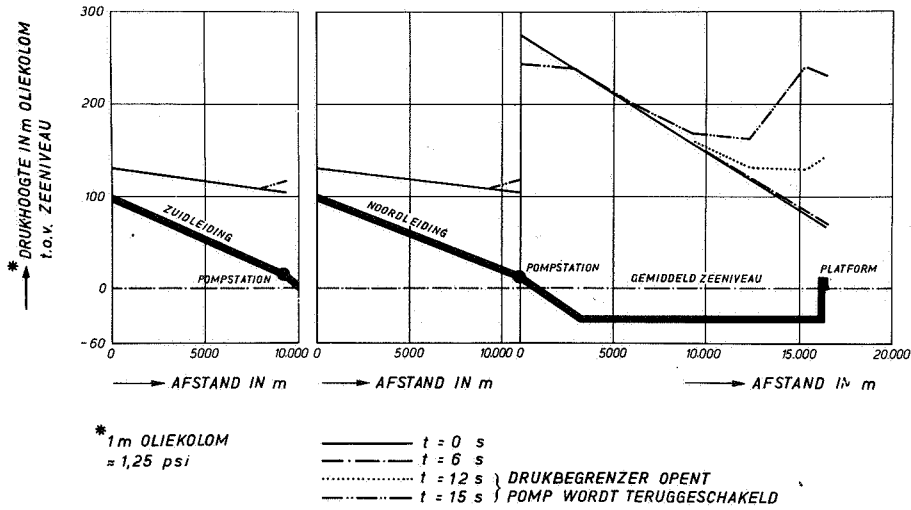
Figuur 25. Debiet-, druk- en toerentalverloop in de leiding met vliegwielbeveiliging



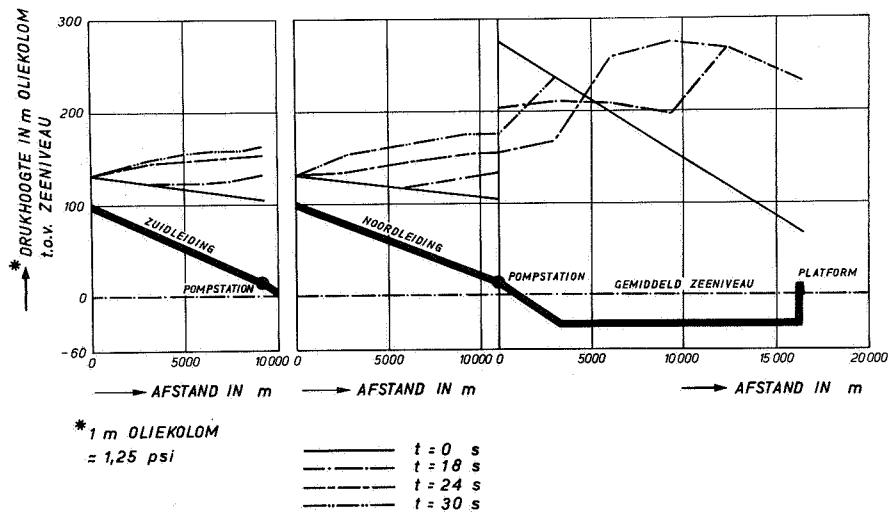
Figuur 26. Voorbeelden drukbegrenzerstypen



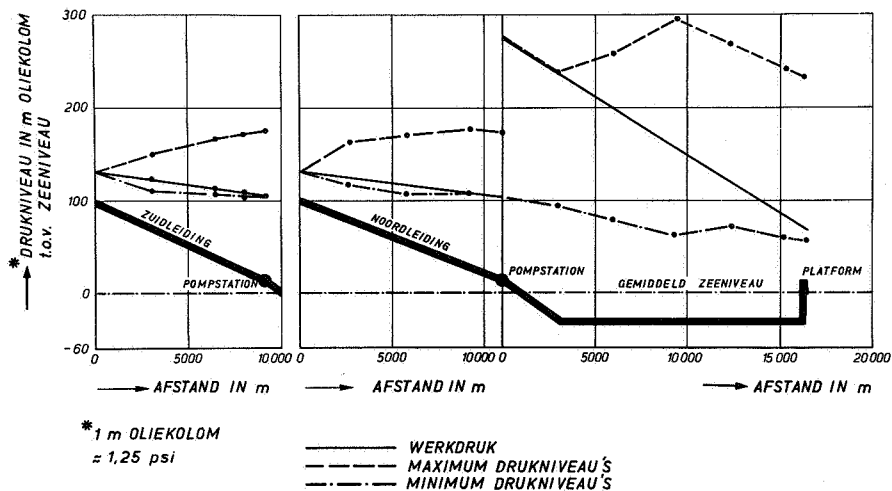
Figuur 27. Praktijkvoorbeeld toepassing drukbegrenzers



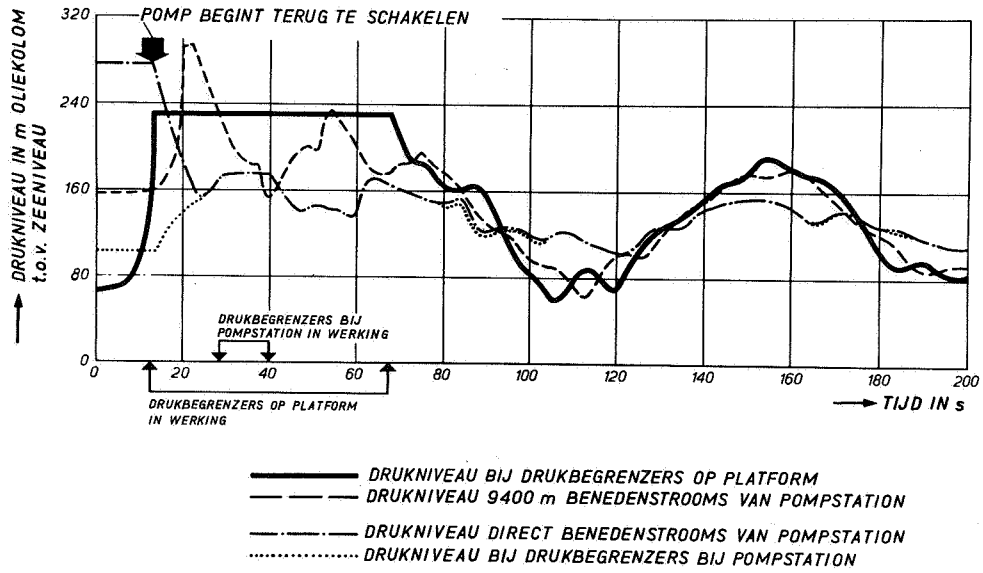
Figuur 28. Drukverloop in transportleiding met drukbegrenzers



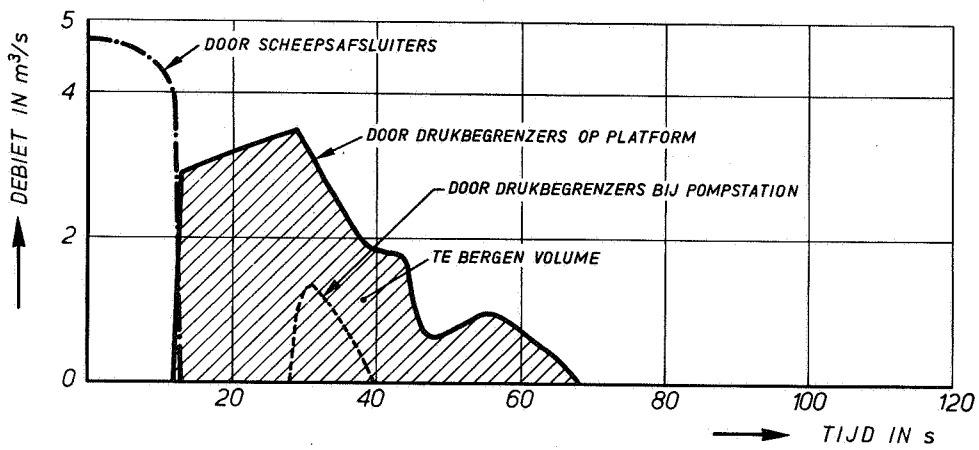
Figuur 29. Drukverloop in transportleiding met drukbegrenzers



Figuur 30. Extreme drukken in transportleiding met drukbegrenzers



Figuur 31. Drukverloop t.p.v. platform, pompstation en in de transportleiding



Figuur 32. Debietverloop door de scheepsafsluiters en de drukbegrenzers

Produkteigenschaften kunststofbuizen

Door Ing. P.J.M. van der Woude

Technisch Adviseur
Wavin KLS B.V., Hardenberg

Gebruikte Symbolen

c	voortplantingssnelheid drukgolven in een leiding	m/s
d_e	buitendiameter leiding	mm
e	wanddikte	mm
g	gravitatieconstante	m/s ²
n	stijfheids criterium van buis ten opzichte van grond	
p	inwendige druk	bar
Δx	verticale diameterverandering	mm
E_b	elasticiteitsmodulus buismateriaal	N/mm ²
E_g	elasticiteitsmodulus grond	N/mm ²
ΔH	verandering in drukhoogte	m
K	compressiemodulus van een vloeistof	N/mm ²
ΔV	snelheidsverandering	m/s
σ	tangentiële wandspanning	N/mm ²
ρ	soortelijke massa	kg/m ³

PRODUKTEIGENSCHAPPEN KUNSTSTOFBUIZEN

1. Inleiding

Watertransportleidingen die vrijwel continu in gebruik zijn, zijn onderhevig aan een weinig variërende inwendige waterdruk. Door deze waterdruk wordt bij buizen die elastisch zijn t.o.v. de grond waarin zij liggen - zoals buizen van PVC en HPE - de invloed van de bovenbelasting grotendeels geneutraliseerd.

Hoofdriolen onder vrij-verval zijn nagenoeg alleen onderhevig aan uitwendige belastingen. Transportleidingen met een niet-permanente inwendige druk worden belast door die inwendige druk én door uitwendige belastingen, die niet permanent geneutraliseerd worden door de inwendige druk. Bovendien zijn deze door pompschakelingen onderhevig aan kortdurende drukvariaties.

Afhankelijk van het ontwerp en de hoogteligging kunnen ook nog (semi) permanente onderdrukken optreden.

De diverse soorten belastingen en de weerstand tegen de belastingen van kunststofleidingssystemen van PVC en HPE zullen worden behandeld.

2. Mechanische eigenschappen van PVC en HPE

Voordat de belastingen en de weerstand daartegen van de produkten bekeken worden, is het nuttig de mechanische eigenschappen van PVC en HPE te bezien.

De eigenschappen van PVC zijn tijd- en temperatuurafhankelijk; die van HPE bovendien nog spanningafhankelijk.

Daar er door beproevingen bij verschillende temperaturen een duidelijk verband aangetoond is tussen de breukspanningen bij kortstondige en die bij langdurige belastingen, wordt in vele voorschriften met betrekking tot de materiaalcontrôle het gedrag bij kortstondige belastingen aangegeven bij een vastgestelde temperatuur. Deze waarden hebben uitsluitend tot doel het definiëren van de kwaliteit en mogen dus niet worden gehanteerd bij het ontwerpen van een leidingstelsel. Voor het ontwerp zijn meer gegevens nodig, zoals het spanning-rek-diagram van het materiaal.

2.1. Sterkte eigenschappen PVC

Uit figuur 1 is af te lezen welke spanningen PVC minimaal en continu kan weerstaan gedurende een bepaalde tijd. Bij een continue spanning van

25 N/mm² bij 20^o C. zal geen breuk optreden binnen 50 jaar.

De toelaatbare wandspanning volgens KIWA (1) is 12,5 N/mm², wat een veiligheidscoëfficiënt van minimaal 2 oplevert.

Volgens figuur 2 zal bij een continue belasting van 20 N/mm² de rekenkundige elasticiteitsmodulus E_b na 50 jaar minstens 1500 N/mm² bedragen.

Bij kortdurende belasting is de breukspanning 45 à 50 N/mm² en kan als elasticiteitsmodulus 3200 N/mm² gehanteerd worden. Dit impliceert dat, wanneer de wandspanning steeds beneden 12,5 N/mm² blijft, bij kortdurende belastingen de veiligheidscoëfficiënt 3,5 à 4 bedraagt.

2.2. Sterkte eigenschappen HPE

Het meest opmerkelijke verschil tussen PVC en HPE is, dat de sterkte-eigenschappen van HPE niet alleen tijd- en temperatuurafhankelijk, maar ook spanningafhankelijk zijn. Dit blijkt uit de figuren 3 en 4.

De door extrapolatie verkregen breukspanning na 50 jaar bij 20^o C zal minstens 6,5 N/mm² bedragen. De toelaatbare ontwerpspanning volgens KIWA (2) bedraagt 5 N/mm².

Bij een continue wandspanning van 5 N/mm² zal de rekenkundige elasticiteitsmodulus na 50 jaar 200 N/mm² bedragen - zie figuur 3.

De korteduur breukspanning is minstens 20 N/mm², zodat de veiligheidscoëfficiënt ca. 4 zal bedragen wanneer ook voor kortdurende belastingen als toelaatbare spanning 5 N/mm² wordt gehandhaafd.

Deze grotere veiligheidscoëfficiënten bij kortdurende belastingen geven ten aanzien van minder controleerbare verschijnselen, zoals ongewenste manipulaties aan pompen, afsluiters e.d. of leidingbreuk een extra veiligheid.

3. Optredende belastingen en de weerstand daartegen van PVC en HPE leidingsystemen

De belangrijkste belastingen die in transportleidingen optreden zijn: de niet-continue inwendige druk door het pompen, de continue uitwendige belastingen, drukvariaties ten gevolge van waterslag en (semi) permanente onderdrukken. De grootte van de belastingen zal worden bepaald en de weerstand van ondergrondse PVC en HPE leidingsystemen tegen deze belastingen. Voor PVC zal daartoe een leidingsysteem worden genomen van de stijfheidsklasse 41 en 34 en voor HPE buizen van de 6 en 10 bar klasse.

3.1. Inwendige druk

Volgens NEN 7029 (3) worden de PVC buizen die worden gebruikt voor rioolpersleidingen, benoemd volgens de stijfheidsklasse, die wordt bepaald door het quotiënt van buitendiameter en wanddikte: $\frac{d_e}{e}$.

Deze stijfheidsklassen hebben een relatie met de benoeming naar drukklasse volgens KIWA-kwaliteitseisen nr. 49, welke bepaald wordt met de formule van Barlow:

$$p = \frac{2 e \sigma}{d_e - e} \quad \text{waarbij } p \text{ de drukklasse is in bar.}$$

Deze formule kan ook geschreven worden als

$$p = \frac{2 \sigma}{\frac{d_e}{e} - 1} \quad \text{ofwel} \quad \frac{d_e}{e} = \frac{2 \sigma}{p} + 1$$

Hieruit volgt dat PVC buizen van stijfheidsklasse 41 en 34 overeenkomen met 6,3 resp. 7,5 bar buizen.

Ook weer volgens NEN 7029 worden voor rioolpersleidingen moffen volgens KIWA-kwaliteitseisen nr. 53 (4) toegepast - dus uit de druksector - en deze worden benoemd volgens hun drukklasse: 6,3 en 8 bar.

HPE buizen worden alleen naar de drukklasse benoemd: 6 en 10 bar, volgens de KIWA kwaliteitseisen nr. 48 (2). Deze buizen hebben op grond van de $\frac{d_e}{e}$ verhouding een stijfheidsklasse van resp. 17,6 en 11.

De inwendige druk in transportleidingen is niet permanent aanwezig en wordt naast de hoogteligging voornamelijk bepaald door de karakteristiek van de pomp. Gezien de discontinuïteit in de aanvoer, zijn statische opvoerhoogten over het algemeen beperkt tot 2 à 3 bar.

Bij een aanname van 2,5 bar als werkdruk, worden de tangentiële wandspanningen in de buizen als volgt:

	σ in N/mm ²
PVC buis klasse 41	5,0
PVC buis klasse 34	4,2
HPE buis 6 bar	2,1
HPE buis 10 bar	1,3

Tabel 1 - Tangentiële wandspanningen t.g.v. inwendige druk van 2,5 bar

Deze spanningen blijven ver onder het toegestane voor continue belasting.

3.2. Uitwendige belastingen

De uitwendige belastingen op ondergrondse leidingsystemen zijn: gronddruk, waterdruk en verkeersinvloeden. Zonder hier in te gaan op de grootte van de belastingen, kan als bekend worden verondersteld dat ondergrondse flexibele buizen onrond worden. Door dit onrond worden zullen tangentiële buigspanningen in de leiding ontstaan.

Of een buis flexibel is ten opzichte van de grond waarin deze gelegd is, kan bepaald worden met de formule van Voellmij (5)

$$n = \frac{E_g}{E_b} \cdot \left(\frac{r_m}{e}\right)^3 = \frac{E_g}{E_b} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{d_e}{e} - 1\right) \right]^3$$

Als n groter is dan 1, wordt de buis als elastischer dan de omringende grond beschouwd.

Voor de verschillende waarden van E_g zijn voor diverse buissoorten en -klassen de n -waarden vermeld in tabel 2. Hiervoor is als E_b voor PVC 1500 N/mm² en voor HPE 200 N/mm² aangenomen.

Uit de tabel blijkt, dat zelfs in veengrond de buizen niet of nauwelijks stijver zijn dan de omringende grond.

N.B.: Bedacht dient te worden dat niet altijd met uitgekomen grond wordt aangevuld.

grondsoort	E _g in N/mm ²	n-waarde			
		PVC kl. 41	PVC kl. 34	HPE 6 bar	HPE 10 bar
veen	0,1-0,5	0,53-2,67	0,31-1,54	0,29-1,43	0,06-0,31
slappe klei	1,5-5,0	8-27	4,6-15	4,3-14	0,94-3,1
klei-achtig zand	3-10	16-53	9,2-31	8,6-29	1,9-6,3
zavel	10-15	53-80	31-46	29-43	6,3-9,4
los zand	10-20	53-106	31-62	29-57	6,3-13
dichtgep.zand	50-80	267-427	154-246	143-229	31-50
grint	100-200	533-1066	308-615	286-572	63-125

Tabel 2 - Elasticiteit buis t.o.v. de grond

$n > 1$ buis elastischer dan de grond

Het is nodig zich te realiseren dat het onroond worden van een flexibele buis (deformatie) door de flexibiliteit ten opzichte van de omringende grond niet een direkt, maar voornamelijk een indirekt gevolg is van de bovenbelastingen. De grootte van de deformatie wordt in eerste instantie bepaald door de inklinking van de grond direkt naast de buis en deze wordt bepaald door de dichtheid van deze grond, die bij de aanvulling is bereikt en de dichtheid die in de toekomst ontstaat ten gevolge van uitwendige belastingen, verkeerstrillingen, waterstroming enz.

De tweede belangrijke factor met betrekking tot de deformatie is de eigen stijfheid van de buis. In de theorie van Bossen (6) vinden we deze stellingen terug. De theorie van Spangler (7) is, net als die van vele anderen, voor flexibele buizen minder bruikbaar, omdat deze een rechtevenredigheid aangeven tussen bovenbelasting en deformatie. De te verwachten deformatie is voornamelijk afhankelijk van aanlegmethode en buisklasse en is over het algemeen de belangrijkste ontwerpfactor voor de bepaling van de te gebruiken stijfheidsklasse.

De deformatie wordt uitgedrukt als vervorming in % van de nominale buitendiameter. De toelaatbare deformatie van PVC en HPE buizen kan op 5 à 10% gesteld worden, waarbij dan ten opzichte van het stabiliteitscriterium ('inklappen' van de buis bij 30 à 35% deformatie) de veiligheidscoëfficiënt ruim voldoende is.

Bij buizen die niet permanent aan inwendige druk onderhevig zijn, mag niet gerekend worden met een belangrijke beperking van de deformatie ten gevolge van die inwendige druk. Overigens mag deze zogenaamde 'rerounding' niet letterlijk opgevat worden. Ten gevolge van een permanente inwendige druk zal een buis stijver worden, waardoor de grond naast de buis verder kan inklinken, zonder dat de bij de installatie opgetreden deformatie verder toeneemt.

Bij leidingen met een niet-permanente inwendige druk, zullen tijdens het aanwezig zijn van een inwendige druk de spanningen ten gevolge van een deformatie enigszins afnemen, maar van een minder onroond worden zal nauwelijks sprake zijn.

De tangentiële buigspanning als gevolg van deformatie wordt bepaald met behulp van de formule voorgesteld door een werkgroep van de I.S.O. (9)

$$\sigma = 3 \times E_b \times \frac{1}{d_e} \times \frac{\Delta x}{e}$$

Voor de rekenkundige elasticiteitsmodulus van PVC wordt dan 1500 N/mm² genomen, bij HPE is deze ook afhankelijk van de optredende spanning en varieert van 195 tot 300 N/mm². De berekende waarden zijn in figuur 5 aangegeven.

Hoewel de tangentiële buigspanningen als gevolg van deformatie ver beneden de toelaatbare waarde blijven, is de belangrijkste vraag: Welke deformatie is te verwachten bij een bepaalde aanlegmethode en bij gebruik van een bepaalde buisklasse?

Alle beschikbare theorieën hebben als nadeel, dat niet aangegeven wordt hoe de aangenomen waarden van de variabele parameters bij uitvoering gecontroleerd moeten worden. Er zijn ook enkele rekenmodellen ontwikkeld die gebaseerd zijn op beperkte of uitgebreide proefnemingen. Aangezien de rekenresultaten nogal grote verschillen kunnen vertonen onder dezelfde condities en omdat vele theorieën aangepast zullen moeten worden om betrouwbare en praktisch bruikbare resultaten op te leveren, wordt hier niet op deze theorieën ingegaan. Er zal gebruik worden gemaakt van de door Wavin in de afgelopen veertien jaar gemeten deformaties, welke betrekking hebben op ca. 25 km operationele vrij-verval riolen van PVC in allerlei situaties. Door deze metingen te rangschikken naar aanlegmethode en buisklasse, wordt een beeld verkregen van de optredende deformatie. Hierbij is de aanlegmethode gespecificeerd naar de verrichte

handelingen. Deze zijn:

- Aanlegmethode 1 (goed) - als omschreven in brochures, bestekken, NPR 7042 enz.
- Aanlegmethode 2 (redelijk):
 - a. goed bewerkte sleufbodem
 - b. zij-onderkant buis goed aangevuld
 - c. tot halve à tweederde buishoogte aangevuld in lagen van 20-25 cm, welke lagen door aantrappen of aanlopen zijn verdicht
 - d. tot ca. 30 cm boven kruin buis niet ruw aangevuld, maar niet verdicht.
- Aanlegmethode 3 (matig):
 - a. goed bewerkte sleufbodem
 - b. zij-onderkant buis redelijk aangevuld
 - c. tot halve buishoogte aangevuld, incidentele, niet-gerichte verdichting
 - d. tot ca. 30 cm boven kruin buis zonder enige zorg aangevuld
- Aanlegmethode 4 (slecht):
 - a. geen zorg voor sleufbodem
 - b. na plaatsing van de buis wordt deze hoogstens incidenteel vastgelegd om verschuiven tijdens de aanvulling te voorkomen.
 - c. de sleuf wordt tot minstens 30 cm boven buiskruin ruw en zonder enige zorg aangevuld

Het behoeft geen betoog, dat veelal de normale uitvoeringspraktijk volgens methode 2 en 3 plaatsvindt. In figuur 6 en 7 is af te lezen wat de dan optredende deformaties zijn.

De invloeden van de aanlegdiepte, verkeer, oorspronkelijke grondsoort en het omhullen van de buis met zand of met de oorspronkelijke grondsoort vallen alle binnen de bandbreedten zoals in de figuren aangegeven.

Bij rangschikking volgens aanlegmethode (figuren 8 en 9) is duidelijker de invloed van de buisklasse te zien op de deformatie. In deze figuren is een indicatie voor PVC buis klasse 26 aangegeven, waaruit duidelijk blijkt dat een nog kleinere deformatie, indien verlangd, niet gezocht moet worden. in een nog stijvere buis, maar in een betere verdichting bij de aanleg. Bij aanlegmethode 1 zijn de in de praktijk gemeten deformaties voor PVC-buis klasse 41: 1,5 tot 2,2% ; voor klasse 34: 0,9 tot 2,2% en voor klasse 26: ca. 1%.

Ook in verband met de optredende spanning ten gevolge van de deformatie is een stijvere buis niet altijd gewenst. Terwijl de deformatie bij

gebruik van een stijvere buis en eenzelfde aanlegmethode nauwelijks afneemt, kunnen de spanningen als gevolg van die deformatie wel groter zijn (zie PVC klasse 26 en HPE 10 bar in figuur 5).

Wat HPE buizen betreft kan gesteld worden, door proefnemingen, metingen en theoretische beschouwingen aangetoond, dat een HPE buis 6 bar zich iets stijver gedraagt dan een PVC buis klasse 34 en dat een HPE buis 10 bar stijver zal zijn dan een PVC buis klasse 26.

De deformatie zelf en de aanlegmethode bepalen samen met de grondsoort de grondsteun die de buis aan de zijkanten kan ondervinden; deze is van belang voor de weerstand tegen onderdrukken.

N.B. Uit de deformatiemetingen en uit proefnemingen is gebleken, dat de combinatie van buizen klasse 34 en 6,3 bar moffen een iets grotere stijfheid bezit, dan een buis van klasse 34.

3.3. Overdruk en onderdruk t.g.v. waterslag en (semi) permanente onderdrukken

3.3.1. Overdruk

Mogelijk optredende overdrukken ten gevolge van calamiteiten (optreden van cavitatie, verkeerde pomp- en afsluitermanipulaties, leidingbreuk) kunnen met behulp van de relatie van Joukowski

$$\Delta H = \frac{c}{g} \cdot \Delta v$$

worden berekend.

De voortplantingssnelheid (c) van drukgolven in een geheel met vloeistof gevulde buis is:

$$c = \frac{1}{\sqrt{\rho \left[\frac{1}{k} + \frac{1}{E_b} \left(\frac{d_e}{e} - 2 \right) \right]}}$$

Dit betekent voor de meest gebruikte materialen voor transportleidingen: PVC \approx 300 m/s; HPE \approx 250 m/s; gietijzer \approx 1200 m/s; asbestcement \approx 900 m/s.

Voor PVC en HPE leidingen van de diverse klassen betekent dit bij de volgende waarden van de parameters:

$$\begin{aligned} \rho &= 10^3 \text{ kg/m}^3 \\ \text{PVC: } E_b &= 3,2 \times 10^9 \text{ N/m}^2 \text{ (3200 N/mm}^2\text{)} \\ \text{HPE: } E_b &= 0,9 \times 10^9 \text{ N/m}^2 \text{ (900 N/mm}^2\text{)} \\ \text{K (lucht\vrij water)} &= 2 \times 10^9 \text{ N/m}^2 \text{ (2000 N/mm}^2\text{)} \\ \Delta v &= 1 \text{ m/s} \end{aligned}$$

materiaal + buiskl.	c m/s	ΔH m.w.k.	$\Delta \sigma$ N/mm ²	σ bij p= 2,5 bar N/mm ² *	totaal σ N/mm ²	veiligh.coëff. t.o.v. σ breuk (PVC 45 N/mm ²) (HPE 20 N/mm ²)
PVC k1 41	280	28,5	5,6	5,0	10,6	4,4
PVC k1 34	307	31,3	5,2	4,2	9,4	4,8
HPE 6bar	237	24,2	2,0	2,1	4,1	4,9
HPE 10bar	309	31,5	1,6	1,3	2,9	6,9

* zie tabel 1

Tabel 3 - Gevolgen in materiaalspanningen en veiligheidscoëfficiënten bij kortdurende drukverhogingen

De tangentiële wandspanning ten gevolge van ΔH ($\Delta \sigma$) kan met de formule van Barlow bepaald worden.

Bij een begindruk van 2,5 bar geeft dit een totale kortdurende wandspanning die nog ruim beneden de toelaatbare wandspanning ligt. Ten opzichte van de kortdurende breukspanningen is de veiligheidscoëfficiënt in de laatste kolom opgenomen. De hierboven sterk vereenvoudigde, globale rekenmethode dient slechts om een indruk te krijgen. Veelal zal de situatie gecompliceerder zijn, waardoor uitgebreidere berekeningen noodzakelijk zijn.

Uit de proefnemingen en berekeningen vermeld door de heren Wijdieks en Provoost blijkt reeds dat vele complicaties en verfijningen mogelijk zijn.

3.3.2. Onderdruk

Hoewel er over het algemeen naar gestreefd zal worden om geen hooggelegen delen in het hoogteprofiel van de leiding te hebben, is

dit niet altijd te vermijden in verband met geaccidenteerdheid van het terrein, het kruisen van dijken over de kruin van de dijk enz. In deze gevallen kan, als niet gepompt wordt, een onderdruk ontstaan op de genoemde punten. Uit de door Wavin Ontwikkeling uitgevoerde proeven, die door de heer Stapel vermeld worden, blijkt de weerstand van PVC buizen tegen onderdruk (of overdruk van buitenaf).

De weerstand tegen onderdruk kan worden berekend met het stabiliteitscriterium van Euler, waarbij rekening moet worden gehouden met de kruipeigenschappen van het materiaal, de aanwezige deformatie van de buis en de steuninvloed van de grond. In tabel 4 worden enkele richtcijfers gegeven voor de weerstand tegen langdurige onderdrukken, waarbij voor details verwezen wordt naar de lezing van Ir. J.J. Stapel. De vermelde deformaties zijn ontleend aan 3.2.

Buisklasse	aanlegmethode	te verwachten deformatie in %	weerstand tegen langdurige onderdruk in bar bij omhulling rond de buis met		
			zand	klei	veen
PVC kl. 41	1 (goed)	1,5 - 2,2	1,87	1,17	0,94
	2 (redelijk)	2,8 - 3,5	1,87	1,17	0,94
	3 (matig)	4,1 - 5,3	1,87-1,82	1,17-1,14	0,94-0,91
	4 (slecht)	6,1 - 7,3	1,69-1,49	1,05-0,93	0,84-0,75
PVC kl. 34	1 (goed)	0,9 - 2,2	2,97	1,81	1,42
	2 (redelijk)	2,0 - 2,6	2,97	1,81	1,42
	3 (matig)	3,0 - 3,8	2,97	1,81	1,42
	4 (slecht)	5,0 - 6,0	2,97	1,81	1,42

Tabel 4 - Weerstand tegen langdurige onderdrukken

Het toepassen van een veiligheidscoëfficiënt van 2 op deze waarden zal verantwoord zijn.

Aangezien een HPE buis 6 bar zich iets stijver gedraagt dan een PVC buis klasse 34, zal onderdruk voor HPE buizen 6 en 10 bar geen problemen opleveren.

Als in een deel waar deze semi permanente onderdruk heerst kortdurende onderdruk optreedt, is de weerstand gelijk aan die tegen kortdurende onderdrukken, dat wil zeggen bij 0 tot 5% deformatie van ca. 1,5 tot 1,05 maal hoger dan vermeld in tabel 4. Bij meer dan 5% deformatie is de weerstand als in de tabel vermeld.

De onderdruk op deze hooggelegen leidingdelen kan vermeden worden door daar een automatisch werkende beluchter en ontluchter te plaatsen, hoewel daar soms bezwaren tegen aan te voeren zijn, bijvoorbeeld mogelijke stankoverlast.

De tabel kan ook toegepast worden voor vacuüm rioleringsystemen.

Meestal zal de onderdruk niet groter worden dan 7 à 8 m.w.k., omdat dan cavitatie optreedt. In het algemeen wordt er naar gestreefd het optreden van cavitatie te voorkomen door de onderdruk tot de genoemde waarde te beperken, door hiertoe strekkende maatregelen te nemen.

Leidingsystemen van PVC en HPE in de gebruikelijke klassen hebben over het algemeen voldoende weerstand tegen deze onderdruk.

N.B.: Uit proefnemingen is gebleken, dat PVC moffen met manchetafdichtingen volgens KIWA-kwaliteitseisen nr. 53 een permanente onderdruk (= uitwendige overdruk) kunnen weerstaan van minstens 1,5 bar. Bij kortdurende onderdrukken is dit minstens 2 bar.

4. Vermoeidheid

Door J.J. Stapel (8) is een literatuuronderzoek uitgevoerd naar de vermoeiingseigenschappen van PVC. Deze materiaaleigenschappen gaan ook op voor PVC dat gebruikt wordt voor transportleidingen.

Er zal geen breuk optreden in een tijdsperiode van 50 jaar bij maximaal 10^6 wisselingen, mits het totale verschil in wandspanning niet groter is dan 12 N/mm² (bij een veiligheidscoëfficiënt van 2 is dit 6 N/mm² bij 10^6 wisselingen). Dit is weergegeven in een Smith-diagram in figuur 10. Voor PVC buizen van klasse 41 en 34 betekent dit dat vermoeidheid geen problemen oplevert als de werkdruk niet hoger is dan 3,2 respectievelijk 3,8 bar. Is het aantal pompschakelingen lager, dan kunnen hogere waarden worden toegelaten.

Voor HPE behoeven geen restricties ten aanzien van de vermoeidheid te worden gesteld.

5. Conclusie

Transportleidingen met een niet permanente inwendige druk, moeten velerlei belastingen weerstaan. De belangrijkste zijn die t.g.v.gronddruk en verkeersinvloeden, waardoor een deformatie optreedt die tangentiële buigspanningen veroorzaakt. De relatie tussen aanlegmethode, buisklasse en optredende deformatie is gegeven. Zelfs bij een matige wijze van aanleggen en verdichten is bij de in de praktijk gemeten deformaties een grote veiligheid aanwezig ten opzichte van het stabiliteitscriterium. De door deze deformaties optredende spanningen blijven bij de gebruikelijke buisklassen ver beneden de toelaatbare grens.

Aangetoond is dat het gebruik van zwaardere buisklassen dan PVC klasse 34 en HPE 6 bar slechts in zeer bijzondere gevallen nodig of verantwoord is.

Ook de tangentiële wandspanning als gevolg van de gebruikelijke pompopvoerhoogten is laag. De gecombineerde spanning door inwendige druk en door deformatie blijft onder de toelaatbare spanning bij continue belasting.

Indien kortdurende overdrukken optreden, zullen deze door het elastische gedrag van PVC en HPE klein zijn. Door de specifieke visco-elastische eigenschappen zal daarbij de veiligheidsfactor zelfs groter zijn dan bij langdurige belasting.

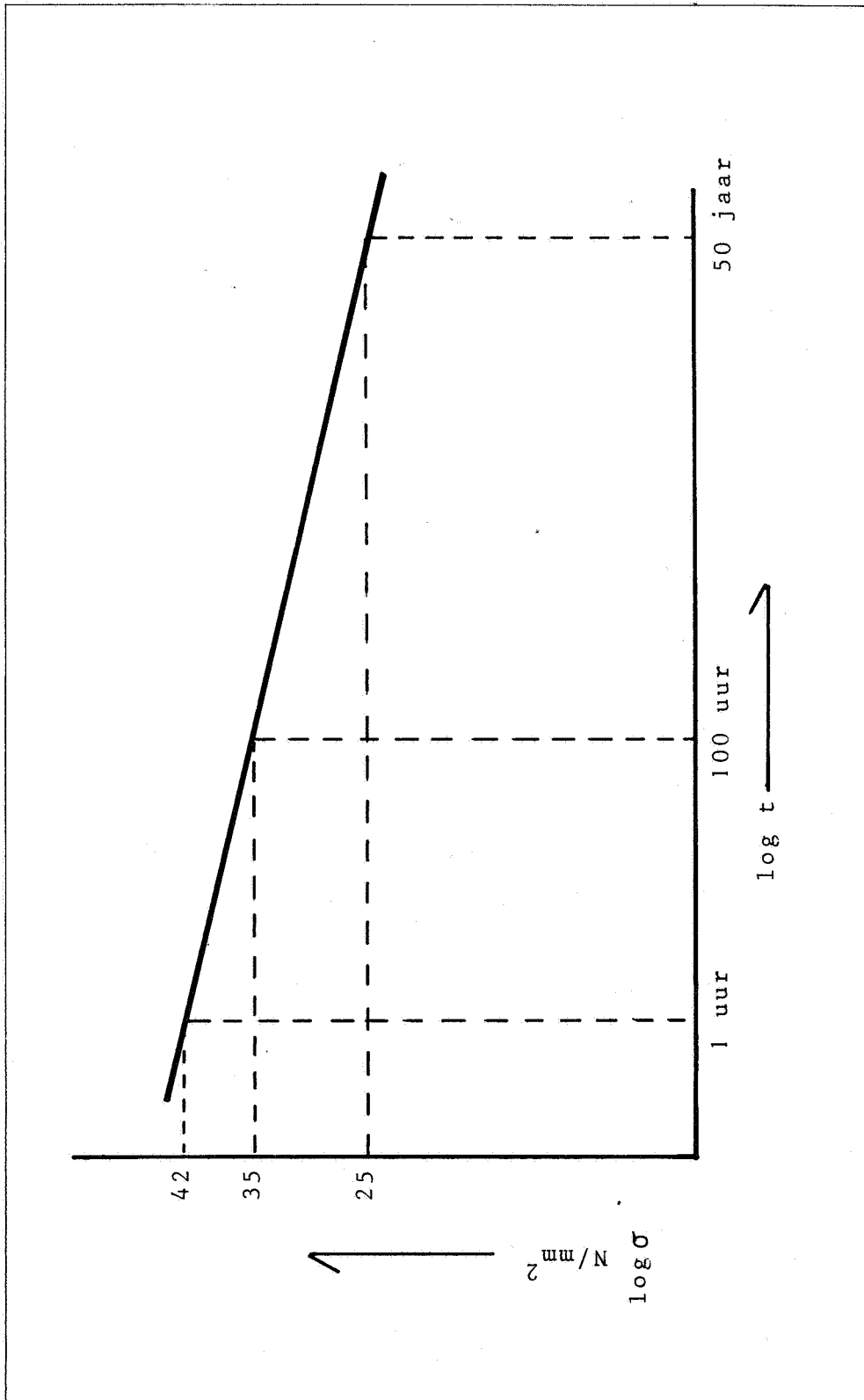
Bij werkdrukken lager dan 3,2 en 3,8 bar bij PVC buizen en resp. klasse 41 en 34 en bij HPE buizen zal geen vermoeidheid optreden.

Als hoge permanente onderdrukken kunnen ontstaan of als door omstandigheden geen enkele zorg kan worden besteed aan de aanvulling naast de buis, zal soms PVC buis klasse 34 of HPE buis 6 bar toegepast moeten worden.

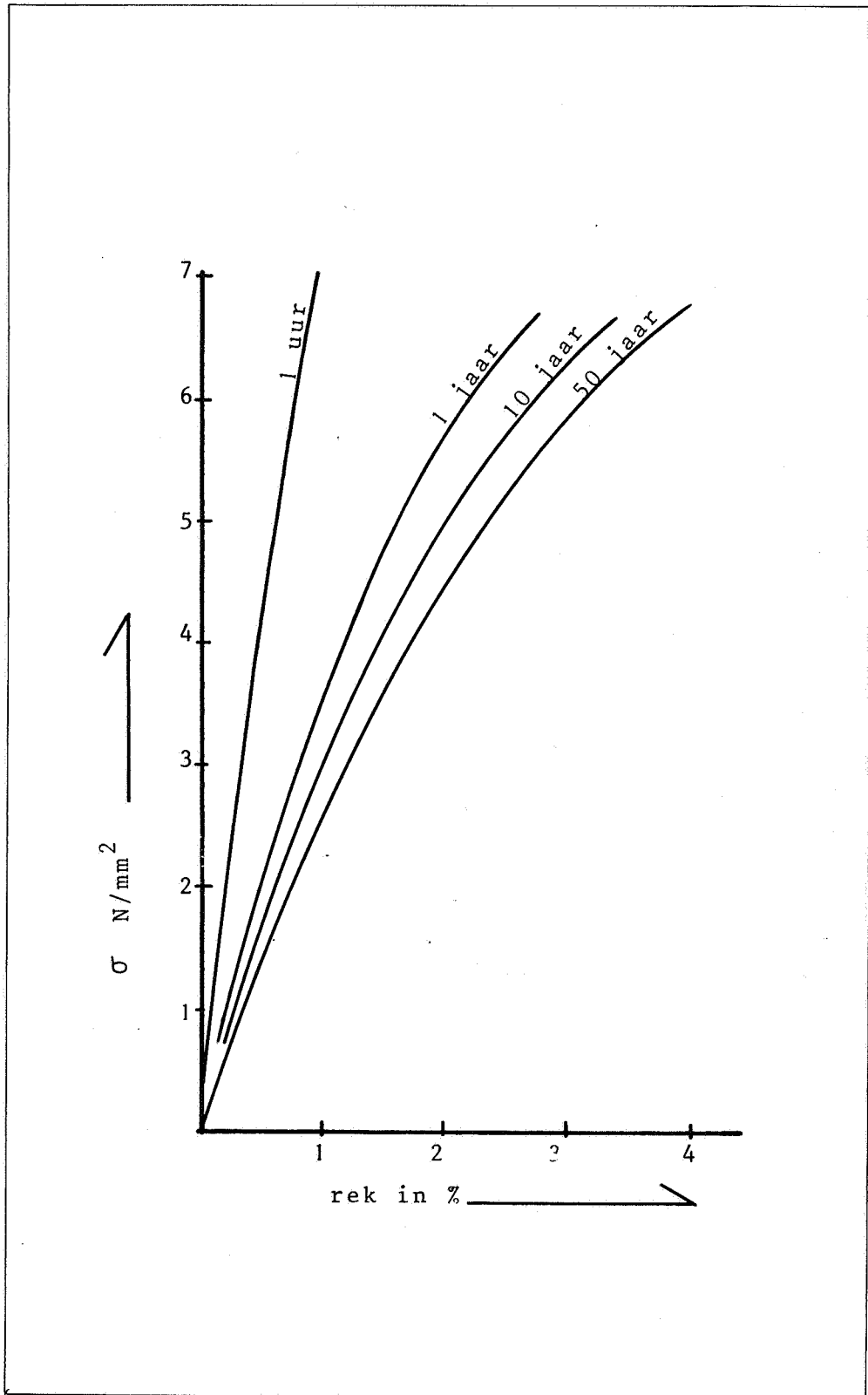
In het algemeen zal echter het gebruik van een PVC buis klasse 41 of een HPE buis 6 bar verantwoord zijn.

Referenties

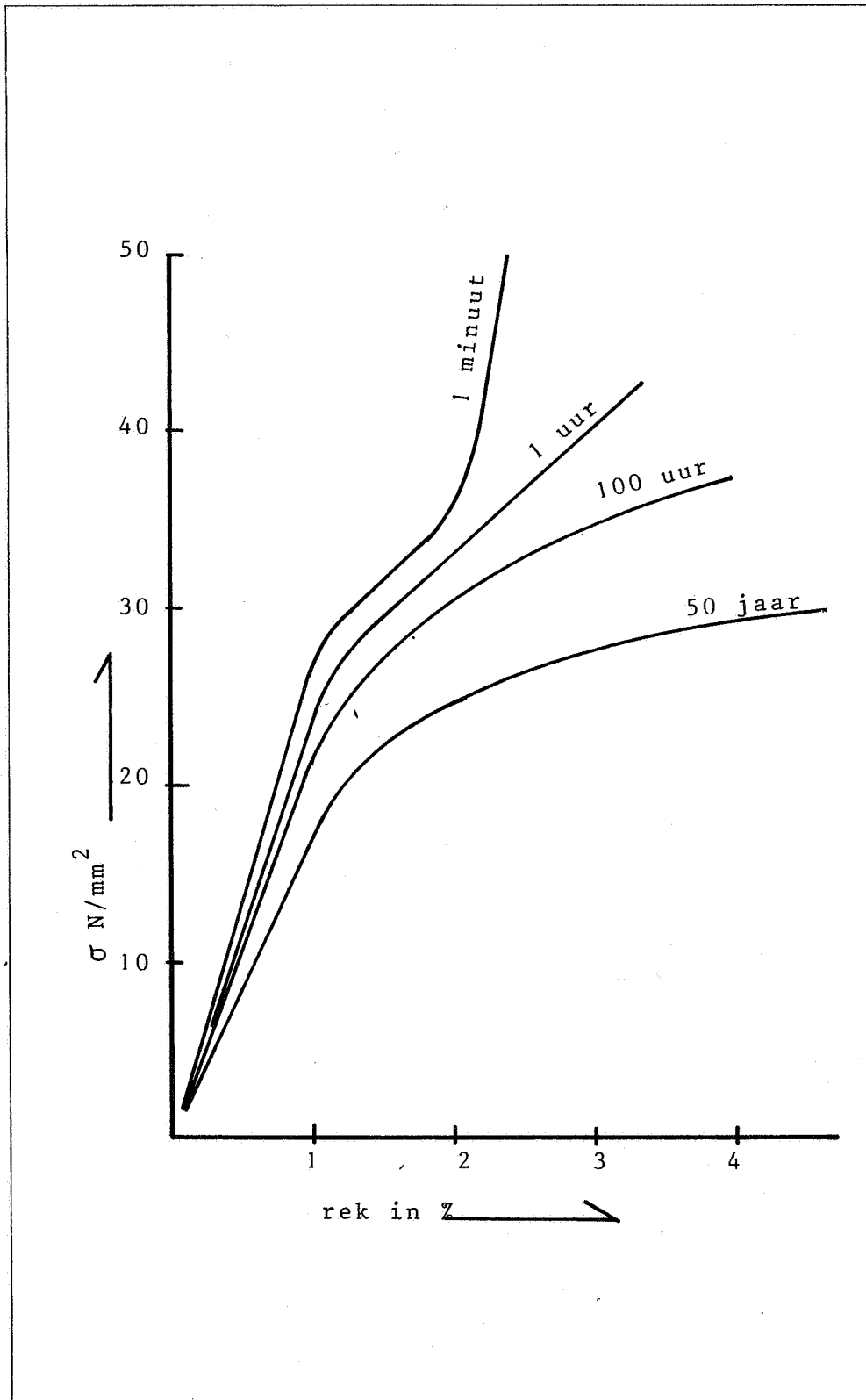
1. KIWA-kwaliteitseisen nr. 49 - Waterleidingbuizen van ongeplasticeerd PVC.
2. KIWA-kwaliteitseisen nr. 48 - Waterleidingbuizen van polyetheen.
3. NEN 7029 - Buizen en dubbele moffen van ongeplasticeerd PVC voor rioolpersleidingen.
4. KIWA-kwaliteitseisen nr. 53 - Dubbele moffen en hulpstukken met afdichtings-elementen van rubber voor waterleidingbuizen van ongeplasticeerd polyvinylchloride.
5. A. Voellmij - Eingebettete Rohre, Statische Untersuchung überschütteter Leitungen mit Berücksichtigung ihrer Elastizität. Nr. 9 der Mitteilungen aus dem Institut für Baustatik an der E.T.H. Zürich, 1937.
6. M.J. Bossen - Hinder en gerief van gronddruk op kunststofbuizen - Plastica 24 (1971) 1.
7. M.G. Spangler - The structural design of flexible pipe culverts. The Iowa State College Bulletin No. 153. Iowa Engineering Experiment Station, Ames, Iowa, USA, December 1941.
8. J.J. Stapel - Vermoeiingseigenschappen van ongeplasticeerd PVC in relatie tot de praktijkomstandigheden in waterleidingbuizen H20 nr. 2 - 1976 (15 januari)
9. I.S.O. - Method of calculation of buried flexible pipes Draft of technical report ISO/TC 138, February 1976.



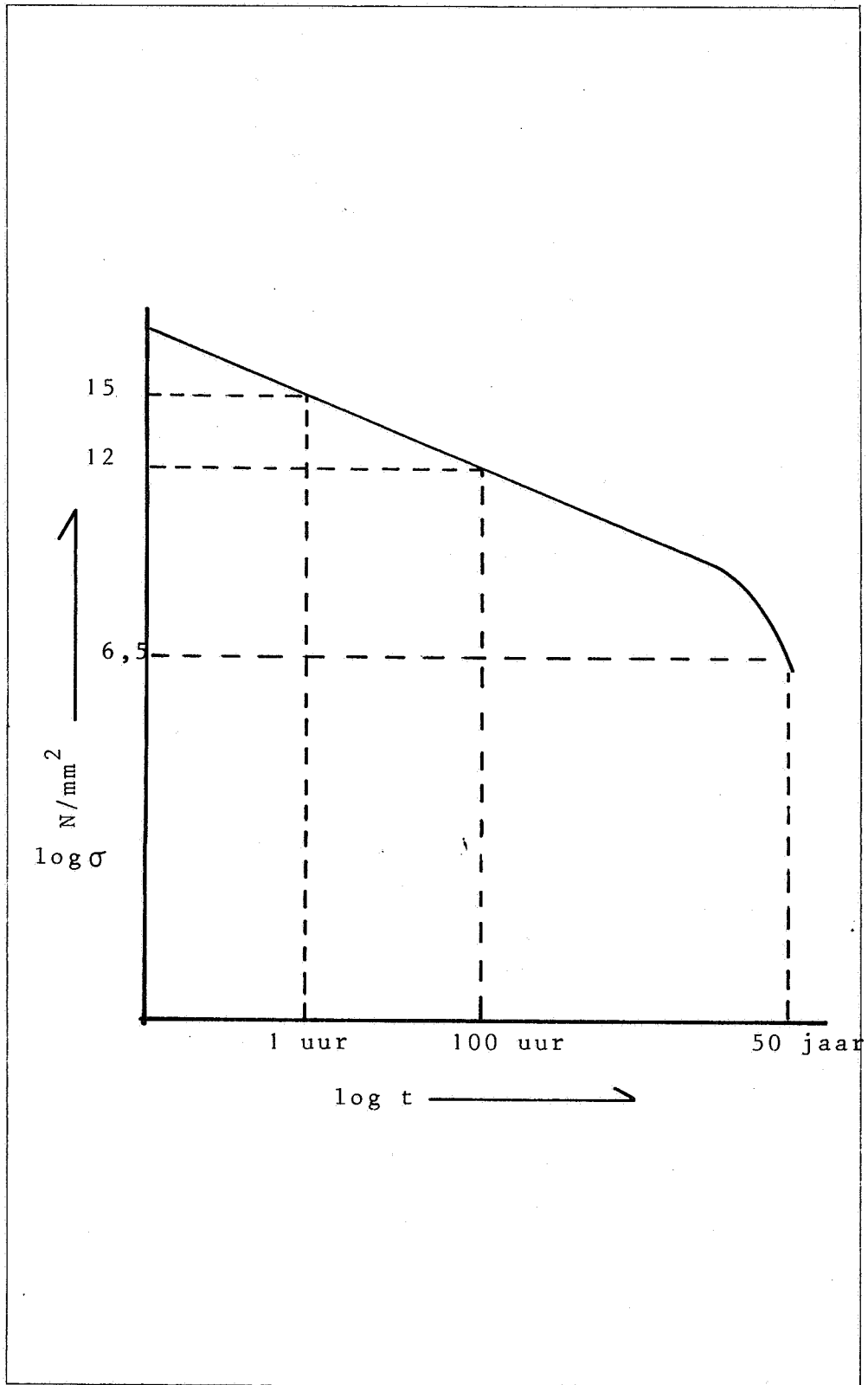
Figuur 1. minimale breukspanningen van PVC



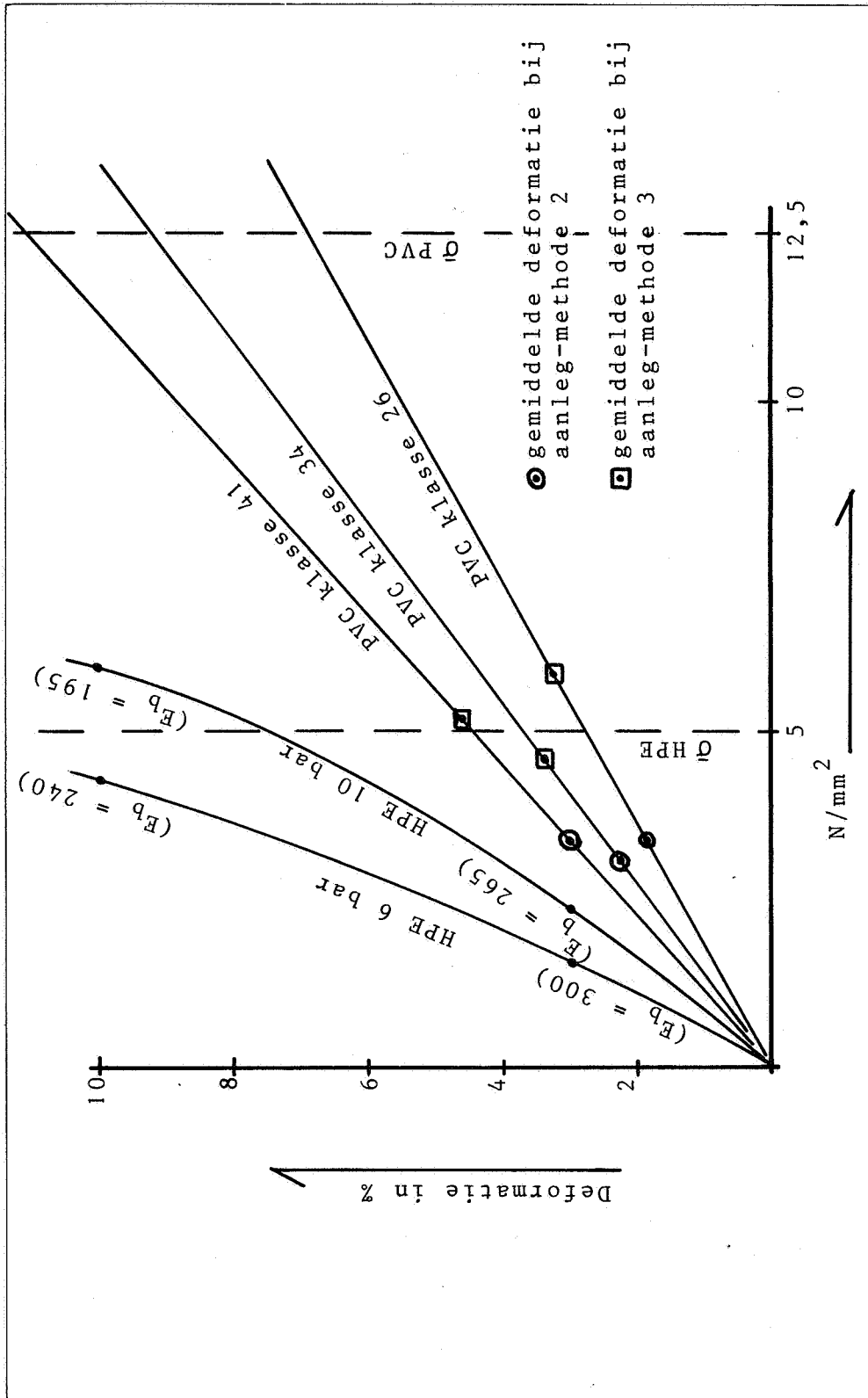
Figuur 3. spanning-rek diagram van HPE buizen



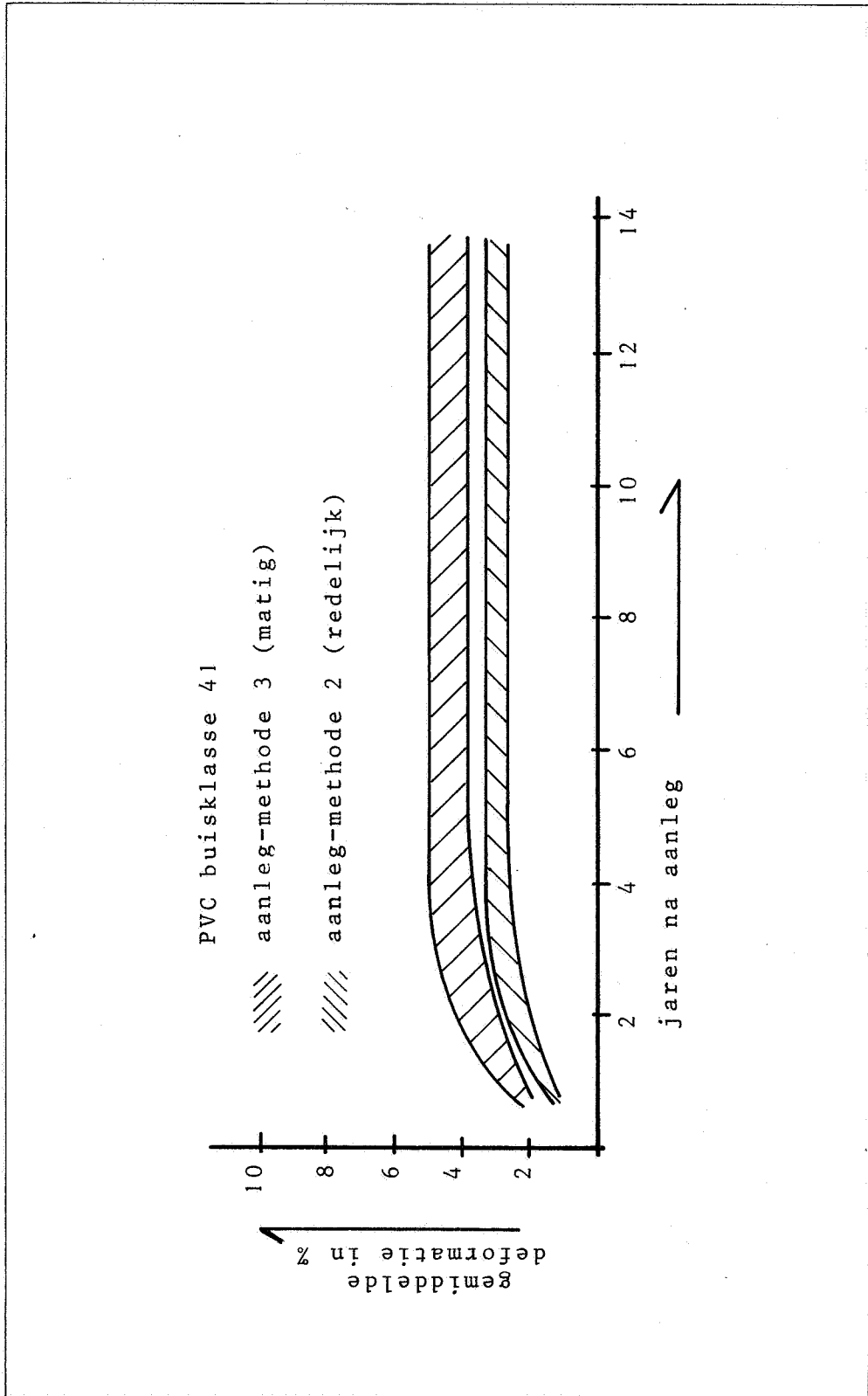
Figuur 2. spanning-rek diagram PVC



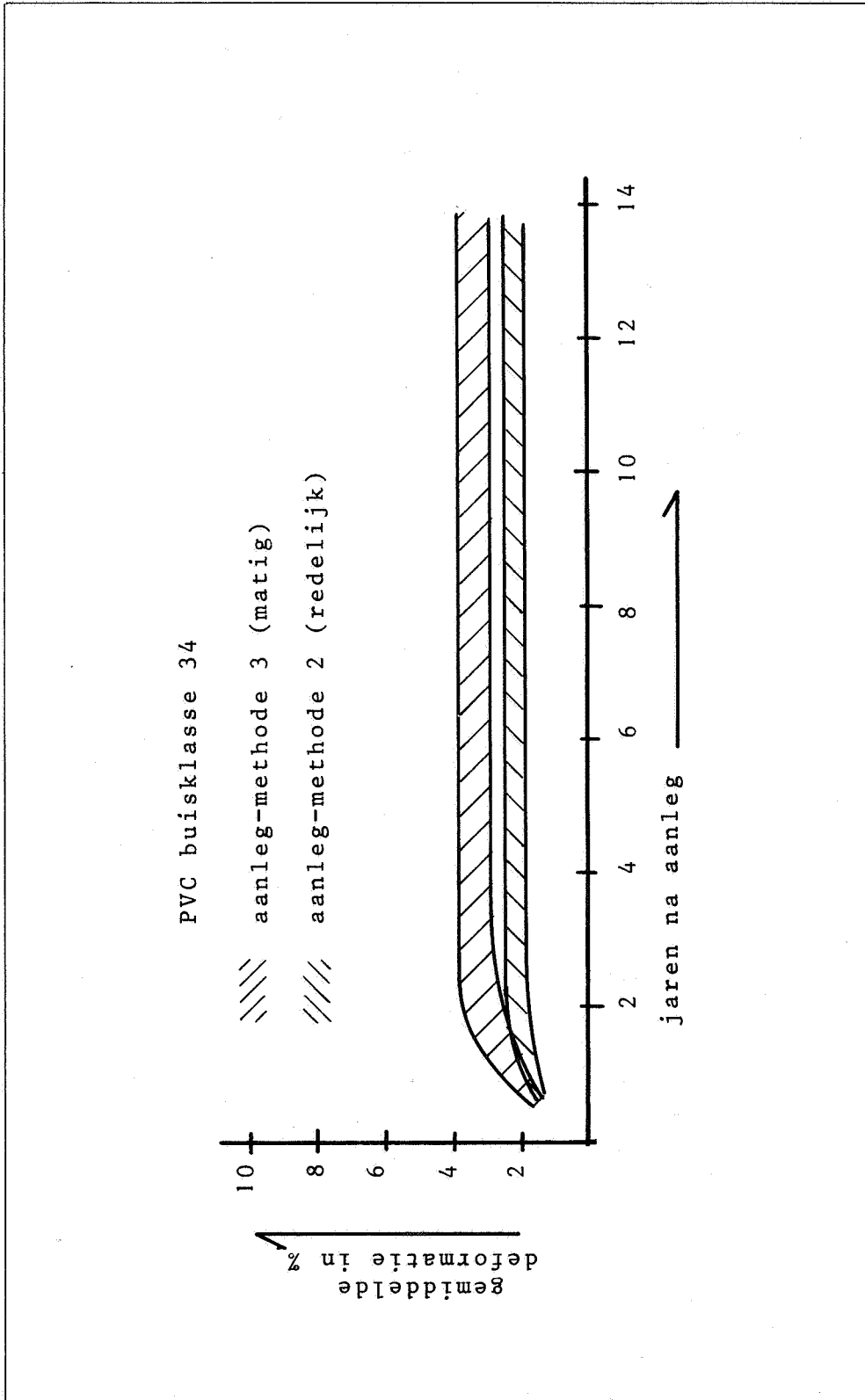
Figuur 4. minimale breukspanningen van HPE



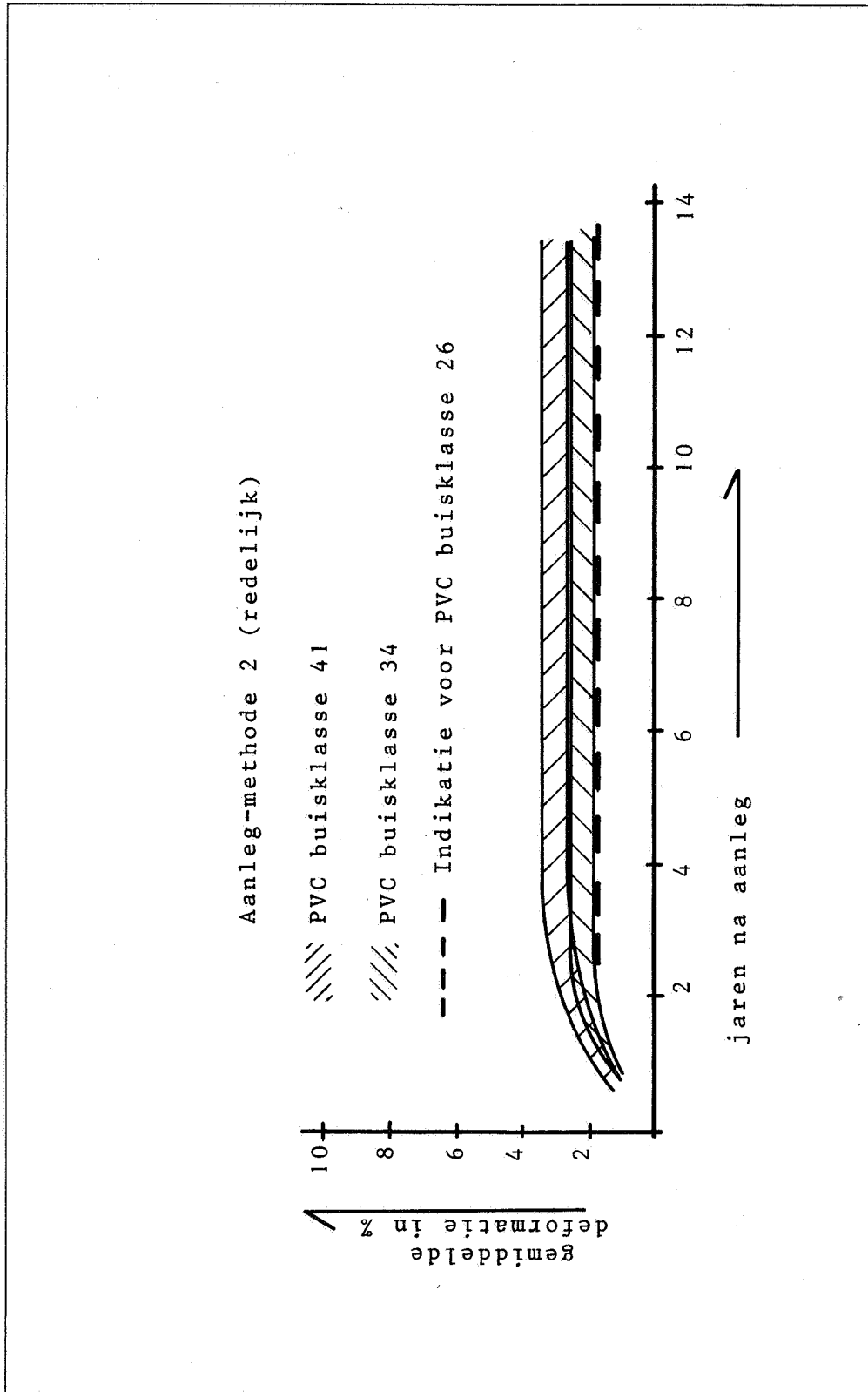
Figuur 5. relatie tussen deformatie en tangentiële buigspanning



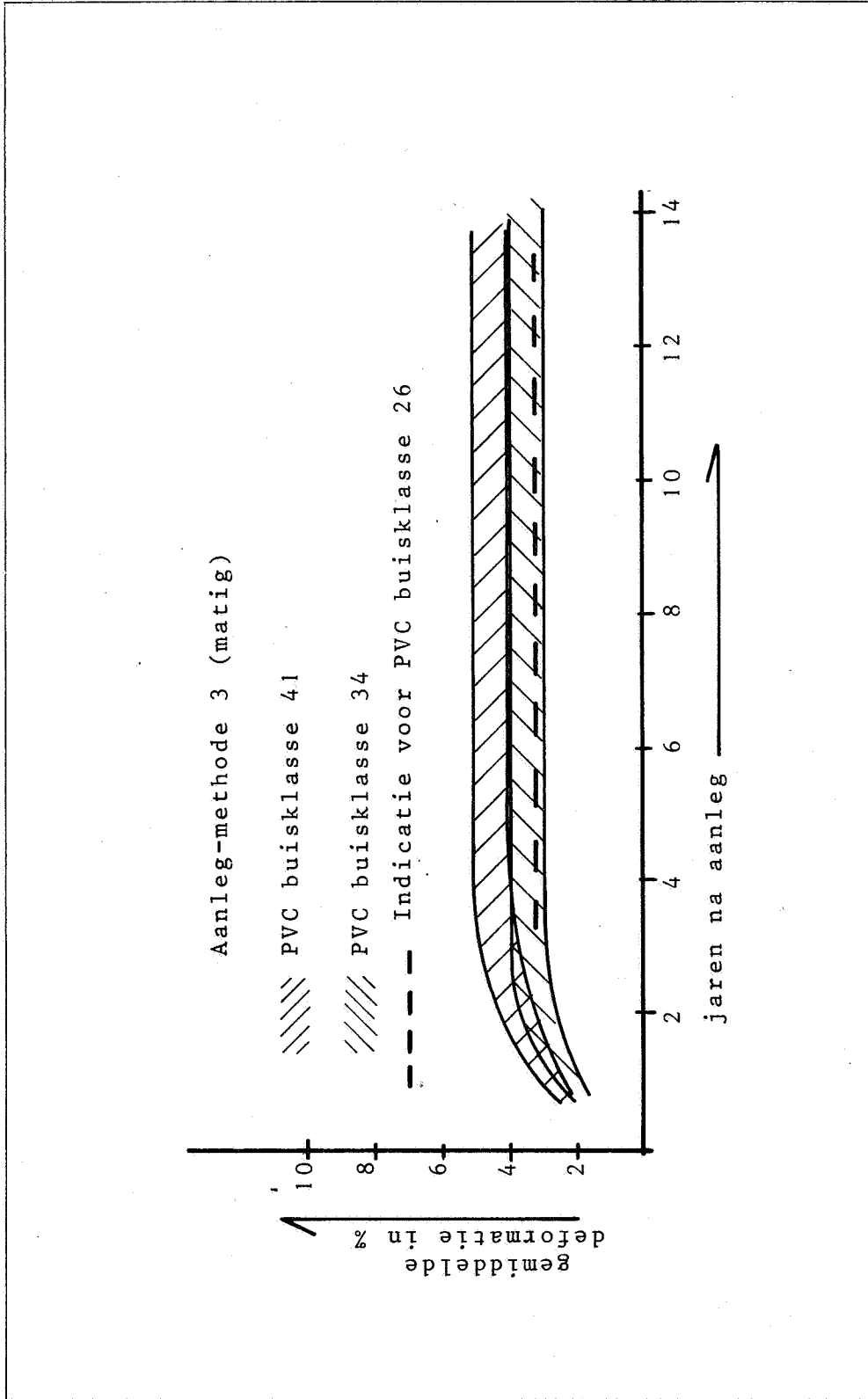
Figuur 6. Gemeten deformaties in relatie tot aanleg-methode



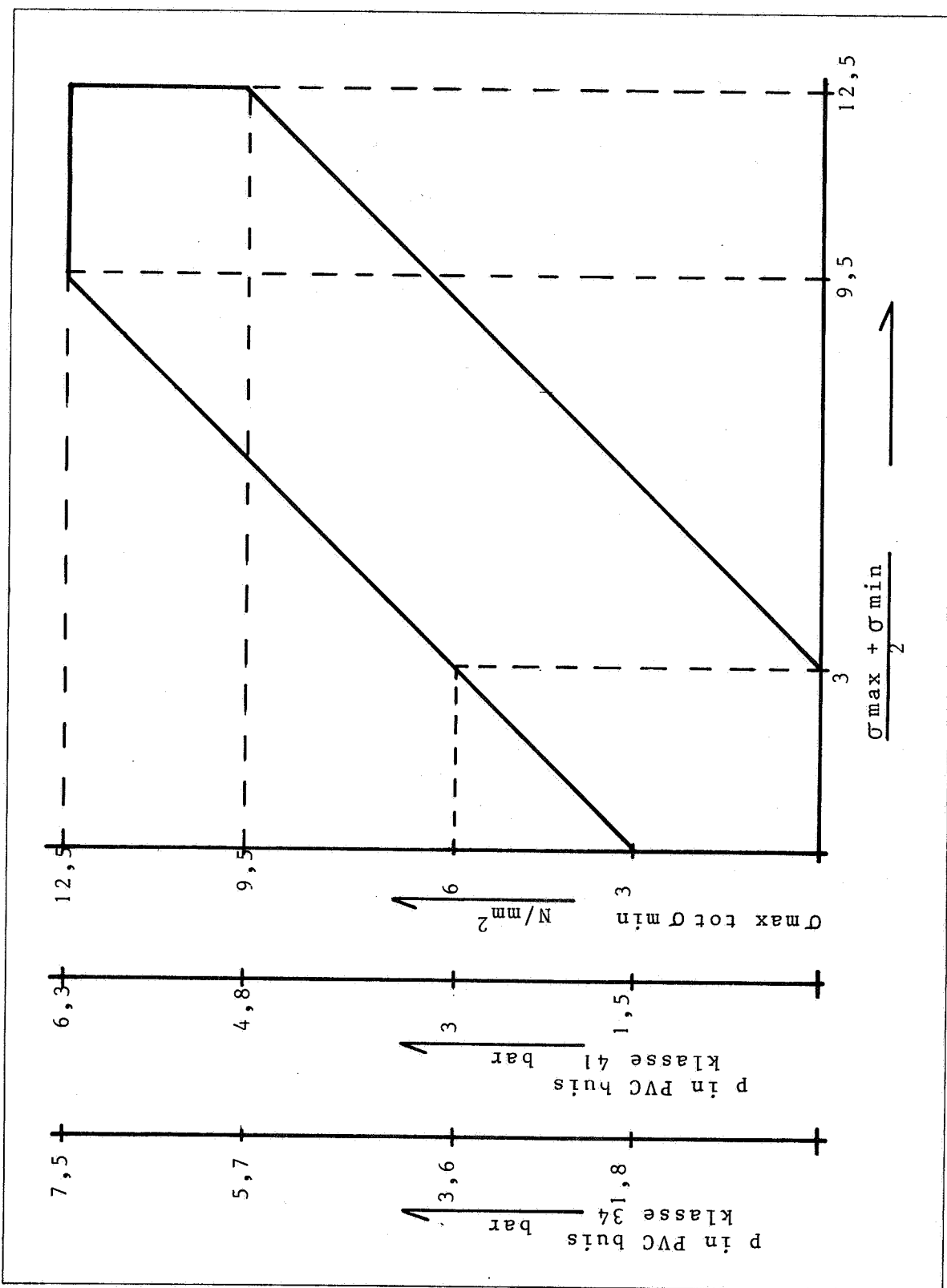
Figuur 7. gemeten deformaties in relatie tot aanleg-methode



Figuur 8. gemeten deformatie in relatie tot de buisklasse



Figuur 9. gemeten deformaties in relatie tot de buisklasse



Figuur 10. Smith diagram voor PVC bij 10^6 wisselingen

Onderdrukbeproevingen aan pvc-buizen

Door Ir. J.J. Stapel en Ing. J.F. Steenbergen

Researchmedewerkers
Wavin Ontwikkeling B.V., Hardenberg

Symbolenlijst

d_e	buitendiameter	mm
d_{min}	gemiddelde diameter - korte ellipsas	mm
d_{max}	gemiddelde diameter - lange ellipsas	mm
e	wanddikte	mm
E	elasticiteitsmodulus	N/mm ²
E_0	elasticiteitsmodulus op $t = 0$	N/mm ²
E_t	kruipmodulus op tijdstip t	N/mm ²
k	kruipfactor (E_0/E_t)	
p	druk	bar
p_0	bucklingdruk	bar
S	buisontrek	mm
v_{kr}	critische vervorming	
y_0	critische uitwijking	mm
α	korte as ellips / diameter oorspronkelijke buis	
ϵ	rek	
ϵ_{kr}	critische compressie	
ν	Poisson-getal	
σ	spanning	N/mm ²

ONDERDRUKBEPROEVINGEN AAN PVC BUIZEN

1. Inleiding

Bij het basisontwerp van PVC transportleidingen zullen produkteigenschappen zoals toelaatbare inwendige overdruk en weerstand tegen grondbelasting een rol spelen.

Daarnaast zal vooral voor leidingen die gedurende bepaalde perioden buiten gebruik worden gesteld, rekening moeten worden gehouden met de toelaatbare inwendige onderdruk. Enerzijds zullen door waterslagverschijnselen kortdurende onderdrukken kunnen ontstaan, terwijl anderzijds door verschillen in hoogteligging ook nog (semi-)permanente onderdrukken voorkomen.

Over de ontwerpcriteria betreffende toelaatbare onderdruk is, in tegenstelling tot overdruk, nog weinig gepubliceerd.

Op basis van een onderzoek aan bovengrondse buizen is een theorie ontwikkeld, waarbij de toelaatbare onderdruk is afgeleid van een stabiliteitscriterium, waarbij buisstijfheid, kruipeigenschappen (tijd) en buisdeformatie de belangrijkste parameters zijn. Een afschatting van de grondsteun, die een buis in de praktijk ondervindt, is tevens opgenomen.

2. Buckling voor elastische materialen

Buizen kunnen als gevolg van een inwendige onderdruk of uitwendige overdruk bezwijken; dit verschijnsel staat in de literatuur als 'buckling' bekend. Buckling is evenals knikken van een knikstaaf een gevolg van instabiliteit.

Wordt op een constructie een belasting aangebracht op de voor deze constructie voor instabiliteit specifieke wijze, dan zal de constructie in het algemeen een dusdanige vorm aannemen, dat er evenwicht bestaat tussen de uitwendig aangebrachte en de inwendig opgebouwde energie. Opvoeren van de uitwendige energie heeft aanpassing van de vorm tot gevolg, waardoor opnieuw evenwicht ontstaat. Vanaf een zeker uitwendig energieniveau is de constructie niet meer in staat de vorm zodanig aan te passen, dat de opgebouwde inwendige energie in evenwicht is met de uitwendige energie, maar door een vorm met een lager inwendig energieniveau. Het evenwicht is verstoord, de constructie is instabiel geworden en bezwijkt.

In figuur 1 wordt dit proces voor een cirkelvormige buis schematisch aangegeven.

De vervorming neemt aanvankelijk proportioneel toe met de toename van de druk. Bij de maximale druk waaraan de buis weerstand kan bieden, de zgn. bucklingdruk, ligt nu de kritische vervorming v_{kr} .

Voor lange, dunwandige, cirkelvormige buizen van elastisch materiaal is de bucklingdruk te bepalen met de formule zoals die o.a. door Bryan (1) werd opgesteld:

$$p = \frac{2E}{1-\nu^2} \left(\frac{d_e}{e} - 1\right)^{-3}$$

Voor PVC is de term $\frac{d_e}{e}$ in de formule gedefiniëerd als de stijfheidsklasse. In Nederland worden voornamelijk de klassen 34, 41 en 51 toegepast. Deze stijfheidsklassen komen respectievelijk overeen met de drukklassen: 7,5 - 6,3 en 5 bar.

Howel PVC geen elastisch materiaal is, gedraagt het zich onder kortstondige belasting wel als nagenoeg elastisch. Voor deze belasting is in figuur 2 het verloop van de bucklingdruk weergegeven als functie van de stijfheidsklasse. Figuur 2 is gebaseerd op een waarde voor de elasticiteitsmodulus van 3200 N/mm² en een Poissongetal van 0,4.

De bucklingdruk veroorzaakt in de buiswand een tangentiële drukspanning volgens:

$$\sigma = \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{d_e}{e} - 1\right)^{-2}$$

De voor elastische materialen geldende betrekking $\sigma = \epsilon \cdot E$, toegepast op de bucklingspanning, geeft een kritische compressie:

$$\epsilon_{kr} = \frac{1}{1-\nu^2} \left(\frac{d_e}{e} - 1\right)^{-2}$$

Deze kritische compressie is onafhankelijk van het materiaal waaruit de buis is vervaardigd, maar hangt uitsluitend af van de buisgeometrie.

In de praktijk kan de formule van Bryan niet zonder meer worden toegepast op PVC buizen. Belangrijke afwijkingen treden op tengevolge van:

- niet cirkelvormige buizen
- visco-elastisch gedrag van het PVC

- gedwongen deformatie door de grond
- grondsteun

2.1. Niet cirkelvormige buizen

In het algemeen zullen als gevolg van verschillende oorzaken PVC buizen geen zuivere cirkelvorm hebben. Buizen kunnen onder andere ten gevolge van het produktieproces een vorm krijgen, die tot ca. 1% afwijkt van de cirkelvorm. Eveneens is het mogelijk dat buizen onder diverse omstandigheden in de loop der tijd een blijvende vormverandering ondergaan. De vorm van de buizen zal in dergelijke gevallen nagenoeg elliptisch zijn. Volgens Slocum (1) geldt voor elliptische buizen de formule:

$$p = \frac{2E}{1 - \nu^2} \left[\frac{e \cdot d_{\min}}{d_{\max}^2} \right]^3$$

Een elliptische vervorming wordt nu gedefiniëerd als de afname van de korte as ten opzichte van de oorspronkelijke diameter.

Tot ca. 10% elliptische vervorming kan gesteld worden, dat t.o.v. de oorspronkelijke diameter de korte as met eenzelfde factor afneemt als de lange as toeneemt. Noemen we deze factor α , dan vinden we voor x% elliptische vervorming:

$$\alpha = 1 - \frac{x}{100}$$

Toegepast op een oorspronkelijk cirkelvormige buis met een gemiddelde diameter $d = d_e - e$, die blijvend elliptisch wordt vervormd, volgt dan:

$$d_{\min} = (d_e - e) \cdot \alpha \quad \text{en} \quad d_{\max} = \frac{d_e - e}{\alpha}$$

Deze uitdrukkingen voor d_{\min} en d_{\max} gesubstitueerd in de formule van Slocum geeft dan de bucklingdruk voor elliptische buizen als:

$$p = \frac{2E}{1 - \nu^2} \left(\frac{d_e}{e} - 1 \right)^{-3} \cdot \alpha^9 \quad \text{ofwel} \quad p = p_0 \cdot \alpha^9$$

Figuur 3 toont de afname van de bucklingdruk voor elliptische buizen t.o.v. de ronde buis, waaruit die ellipsen zijn ontstaan.

2.2. Visco-elastisch gedrag

Thermoplastische kunststoffen gedragen zich visco-elastisch. Dit komt o.a. tot uiting in:

- relaxatie van de materiaalspanningen bij een opgelegde materiaalrek.
- kruip, d.w.z. toenemende rek bij een opgelegde materiaalspanning.

Het gevolg is dat een gedeelte van het materiaal, afhankelijk van de tijd, een plastische (blijvende) vormverandering verkrijgt.

Figuur 4 geeft schematisch het kruipgedrag voor b.v. PVC.

In deze figuur is de tijd als parameter langs de ϵ -as uitgezet.

Gedurende een korte tijd, van tijdstip t_0 tot t_1 , wordt de spanning σ_1 aangebracht. Het materiaal gedraagt zich nagenoeg elastisch, met een elasticiteitsmodulus $E_0 = \text{tg} \beta$. Vanaf tijdstip t_1 tot t_2 blijft de spanning constant. Het materiaal kruipt naar ϵ_2 . Wordt de spanning in korte tijd weer opgevoerd, dan zal het materiaal op dat moment weer dezelfde stijfheid vertonen als op tijdstip t_0 , d.w.z. nagenoeg elastisch met $E_0 = \text{tg} \beta$.

Nu wordt door velen in de sterkteberekeningen van constructies, die langdurig worden belast, gerekend met een rekenkundige elasticiteits- of kruipmodulus $E_t = \text{tg} \gamma$. Het gebruik van de kruipmodulus als rekeneenheid is voor normaal belaste constructies niet bezwaarlijk, maar mag niet worden toegepast voor constructies die tot instabiliteit belast kunnen worden. Het bezwijken ten gevolge van instabiliteit is namelijk een kortdurend proces, waarbij het materiaal zich zal gedragen volgens E_0 .

De oorzaak van het feit dat een constructie na verloop van tijd toch instabiel wordt en bezwijkt moet daarom niet gezocht worden in een schijnbare afname van de elasticiteitsmodulus van het materiaal, zoals voorgesteld door Gaube en Menges (2), doch in een verandering van de constructie zelf. Voor het veranderen van de constructie in de tijd is gebruik gemaakt van het begrip kritische vervorming.

Kritische vervorming voor cirkelvormige buizen

Uit hoofdstuk 2 blijkt dat buckling optreedt, wanneer de diametrale afwijking een kritische waarde bereikt (2), de zgn. kritische vervorming. Het is gebleken dat de kritische vervorming als volgt kan worden gevonden:

Voor een knikstaaf is ϵ_{kr} eenvoudig voor te stellen (zie figuur 5a) door

de verhouding $\frac{\Delta l}{l}$. Hierin is Δl de verplaatsing van de kracht F langs zijn werklijn. Juist voor het moment dat knik plaatsvindt, heeft de staaf een sinusvorm met een bepaalde, maximale amplitude.

Een soortgelijk gedrag geldt voor buckling; de vorm van de buis juist voor het tijdstip dat buckling optreedt is te beschrijven met $y = y_0 \cos 2\varphi$ (figuur 5b)

De amplitude y_0 is in dit geval een maat voor de kritische vorm van de buis. Om de amplitude y_0 van een buis te kunnen bepalen, werd gebruik gemaakt van de in figuur 5c aangegeven voorstelling van de kritische vorm. De lengte s stelt hierin de buisomtrek langs de gemiddelde diameter voor. Het aanbrengen van de bucklingdruk heeft een verplaatsing ΔS tot gevolg. De kritische vorm die ontstaat, $y = y_0 \cos 2\varphi$, heeft als basis het lijnstuk $S' = S (1 - \frac{\Delta S}{S})$ ofwel:

$$S' = S (1 - \varepsilon_{kr}), \text{ met } \varepsilon_{kr} = \frac{1}{1 - \nu^2} \left(\frac{d_e}{e} - 1\right)^{-2}$$

Omdat hiermee de basislengte S' bekend is en voorts de lengte van de cosinuslijn gelijk genomen wordt aan de omtrek S , kan nu y_0 bepaald worden. Verdere uitwerking blijkt slechts langs numerieke integratie mogelijk te zijn.

De kritische vervorming $\left(\frac{2y_0}{d_e - e}\right)$ welke als gevolg van de bucklingdruk ontstaat, is in tabel 1 voor verschillende stijfheidsklassen vermeld.

$\frac{d_e}{e}$	$\nu_{kr} \%$
34	3,27
41	2,72
51	2,18

tabel 1

Blijvende vormverandering

Een buis onderworpen aan een druk kleiner dan zijn bucklingdruk, zal een elliptische vorm aannemen. Deze vervorming zal onder invloed van

kruip toenemen. Na het wegnemen van de belasting is een blijvende elliptische vorm verkregen.

De bucklingdruk voor de nieuw onstane vorm ligt lager dan die van de oorspronkelijk cirkelvormige buis. Deze bucklingdruk is te berekenen volgens de in hoofdstuk 2.1. aangegeven relatie: $p = p_0 \cdot \alpha^9$.

De nieuwe vorm zal een eigen kritische vervorming hebben, die kleiner is dan die van de oorspronkelijk cirkelvormige buis.

Figuur 6 geeft weer wat er gebeurt als een cirkelvormige buis wordt belast bij een druk p_1 lager dan de bucklingdruk p_0 . Bij het aanbrengen van p_1 verloopt de buisvervorming volgens AB; de initiële vervorming is EB. De vervorming neemt door kruip toe tot buckling optreedt (punt C). Wordt echter vlak voor het bereiken van C de druk weggenomen, dan veert de buis vanuit C, de initiële vervorming EB terug tot punt D. Nu hebben we te maken met een ellips van ED % vervorming, welke bezwijkt bij een bucklingdruk P_1 en een kritische vorm van $DC = EB$.

Op deze wijze wordt het mogelijk, uitgaande van de bekende kritische vorm van een cirkelvormige buis, de kritische vorm van iedere willekeurige, ellipsvormige buis, die uit deze cirkelvormige buis kan ontstaan, te bepalen (figuur 7).

De figuren 6 en 7 zijn algemeen geldend voor visco-elastische materialen bij een bepaalde d_e/e -verhouding.

Kruiptijd

Voor beantwoording van de vraag bij welke aangelegde druk een buis na bepaalde tijd tot buckling zal overgaan, kunnen we gebruik maken van figuur 6. Omdat elk visco-elastisch materiaal andere kruipeigenschappen bezit, voeren we een kruipfactor k in. $k = \frac{E_0}{E_t}$. Met E_t wordt de kruipmodulus na bepaalde tijd bedoeld. Naast de druk-as in figuur 6, kan nu een k -as worden aangebracht (figuur 8).

Uitgaande van het feit dat de initiële vervorming na verwijdering van de belasting terugveert, kunnen we k ook voorstellen door het quotiënt van totale vervorming onder belasting na bepaalde tijd en de initiële vervorming. Voor $k = 2$ (figuur 8) is dit de verhouding van de lijnstukken

$\frac{ac}{ab}$ en voor $k = 3$ de verhouding $\frac{qu}{qs}$ enz.

De maximaal toelaatbare druk voor buckling na bepaalde tijd als functie van k wordt voor verschillende $\frac{d_e}{e}$ -verhoudingen in figuur 9 gegeven.

2.3. Gedwongen vervorming

Flexibele buizen, waartoe PVC buizen mogen worden gerekend, ondervinden in de grond een nagenoeg elliptische deformatie. Voor de bepaling van de invloed van deze gedwongen vervorming is ervan uitgegaan, dat de totale vervorming die de buis pas na enkele jaren bereikt, reeds in het begin geheel krijgt opgelegd.

Bij gelijkblijvende vervorming zullen de spanningen door relaxatie van het buismateriaal kleiner worden, zodat de oorspronkelijk elastisch vervormde buis na verloop van tijd overgaat in een gedeeltelijk plastisch vervormde buis. Achtereenvolgens kunnen worden onderscheiden:

- invloed gedwongen vervorming op tijdstip $t = 0$
- invloed na bepaalde tijd bij resp. lang- en kortdurende onderdrukbelasting.

2.3.1. Invloed gedwongen vervorming op tijdstip $t = 0$

Op tijdstip $t = 0$ zal een gedwongen vervorming nog volledig elastisch zijn.

Een gedwongen vervorming kleiner dan de kritische vervorming, zal bij het aanbrengen van de bucklingdruk volledig worden overgenomen door de bucklingvervorming (lijnstuk AB in figuur 10).

Bij het aanbrengen van een gedwongen vervorming groter dan de kritische vervorming, zal in feite geen sprake zijn van buckling. Wel kan van een evenwicht worden gesproken doch bij een lagere druk. Uit proefnemingen is gebleken, dat dit evenwicht zeer veilig kan worden weergegeven door de kromme BD welke is opgebouwd uit de kromme AC (α^9 -relatie) en de bijbehorende waarde van de kritische vervorming (lijnstuk OB).

De invloed van de gedwongen vervorming op tijdstip $t = 0$ wordt nu weergegeven door ABD.

2.3.2. Invloed gedwongen vervorming bij langdurende onderdrukbelasting

Een langdurig belaste buis zal bij een lagere bucklingdruk bezwijken. Deze druk zal afhankelijk zijn van de eerdergenoemde k -waarde (A' in figuur 10). Een gedwongen deformatie tot B' zal bij het aanleggen van de druk A' hierdoor volledig worden overgenomen, waarna, na bepaalde tijd, door kruip de vorm wordt

bereikt waarbij buckling optreedt (hoofdstuk 2.2.)

Bij een gedwongen vervorming groter dan B' doch kleiner dan D' , treedt eerst relaxatie op, later gevolgd door kruip. Voor een gedwongen vervorming gelijk aan D' geldt, dat tijdens de langdurende belasting door uitsluitend relaxatie een blijvende ellips (vervorming C') met een elastische vervorming $C'D'$ ontstaat, waarvan de bucklingdruk gelijk is aan A' . De bucklingdruk bij langdurende belasting en gedwongen vervorming kan dus worden beschreven door de lijn $A'D'$. Voor gedwongen vervormingen groter dan D' geldt de evenwichtslijn $D'D$.

2.3.3. Invloed gedwongen vervorming bij kortdurende belasting na bepaalde tijd

Om de bucklingdruk voor kortdurende belasting na bepaalde tijd vast te stellen, zal men ervan moeten uitgaan dat de gedwongen elastische vorm na verloop van tijd gedeeltelijk in een plastische vorm is overgegaan, welke een lagere bucklingdruk zal hebben. In figuur 10 is deze bucklingdruk weergegeven door $A D' D$. Het gedeelte $A D'$ is berekend volgens

$$p = p_0 (\alpha')^9, \text{ waarbij } \alpha' = \left[1 - \left(\frac{k-1}{k}\right) \times \frac{\text{gedwongen deformatie in \%}}{100} \right]$$

2.4. Grondsteun

Grond rondom een buis zal een belangrijke verhinderende invloed op het bucklingsverschijnsel van buizen uitoefenen. Deze grondsteun zal in hoge mate bepaald worden door grondsoort en aanvankelijk sterk worden beïnvloed door de wijze van aanleg. Bij een slechte aanleg (geen verdichting van de grond naast de buis) zal de grond in het begin vrijwel geen steun kunnen leveren, doch door 'natuurlijke' verdichting zal de grondsteun binnen enkele jaren naar zijn eindwaarde zijn gestegen. Doordat de toelaatbare onderdruk aanvankelijk groter is (kleinere k -waarde!), zal men bij het ontwerp met de eindwaarde voor de grondsteun kunnen rekenen. De grondsteun zal relatief groter zijn bij afnemende buisstijfheid. Door E. Gaube (3) zijn proefnemingen verricht aan met zand omhulde buizen, welke inderdaad een verandering van de steuninvloed aantoonde. Aan de

hand van de door hem gevonden steunfactoren voor zandgronden, kunnen afschattingen worden gemaakt voor situaties waarbij de buis omhuld is met andere grondsoorten.

In tabel 2 zijn deze steunfactoren vermeld voor zand, klei en veengrond.

	klasse 34	klasse 41	klasse 51
zand	2,3	2,4	2,8
klei	1,4	1,5	1,8
veen	1,1	1,2	1,4

Tabel 2 - Steunfactoren

Uit de tabel blijkt, dat voor een buis door zand omhuld een tweemaal zo hoge bucklingdruk kan worden toegestaan in vergelijking met veen.

3. Ontwerpcriteria

Uitgaande van een beginvervorming van PVC buizen van maximaal 1% kan men, na keuze van een k-waarde en afschatting van de gedwongen vervorming, welke een buis in de grond zal worden opgelegd, de bucklingdruk voor lang- en kortdurende belasting berekenen.

De waarden in tabel 3 en 4 zijn berekend met $k = 3$. De k-waarde zal in de praktijk echter lager zijn, hetgeen een extra veiligheid inhoudt.

opgelegde vervorming in %	bucklingdruk (bar)		
	klasse 34	klasse 41	klasse 51
0	1,29	0,78	0,42
1			
2			
3			
4			0,42
5		0,78	0,40
6	1,29	0,71	0,36
7	1,13	0,64	0,32
8	1,02	0,58	0,29
9	0,91	0,52	0,26
10	0,82	0,46	0,23

Tabel 3 - Langdurende belasting

opgelegde vervorming in %	bucklingdruk (bar)		
	klasse 34	klasse 41	klasse 51
0	1,88	1,09	0,56
1	1,77	1,03	0,53
2	1,67	0,96	0,49
3	1,57	0,91	0,47
4	1,47	0,85	0,44
5	1,39	0,80	0,40
6	1,30	0,71	0,36
7	1,13	0,64	0,32
8	1,02	0,58	0,29
9	0,91	0,52	0,26
10	0,82	0,46	0,23

Tabel 4 - kortdurende belasting

De tabellen 3 en 4 zijn weergegeven in de figuren 11, 12 en 13. De bovenstaande waarden geven na toepassing van de in tabel 2 genoemde steunfactoren en keuze van een veiligheidsfactor de toelaatbare onderdruk in PVC buizen. De keuze van een veiligheidsfactor 2 lijkt ruimschoots voldoende.

Voorbeeld:

Van een buis met een stijfheidsklasse 41, die omhuld is met klei, verwacht men een opgelegde eindvervorming van bijvoorbeeld 4%. Bij een gekozen veiligheidsfactor 2 is de toelaatbare onderdruk voor permanente belasting

$$0,78 \text{ (tabel 3)} \times 1,5 \text{ (tabel 2)} \times 0,5 \text{ (veiligheid)} = 0,59 \text{ bar}$$

Bij omhulling met zand, zoals veelal gebruikelijk in kleigrond, wordt deze waarde:

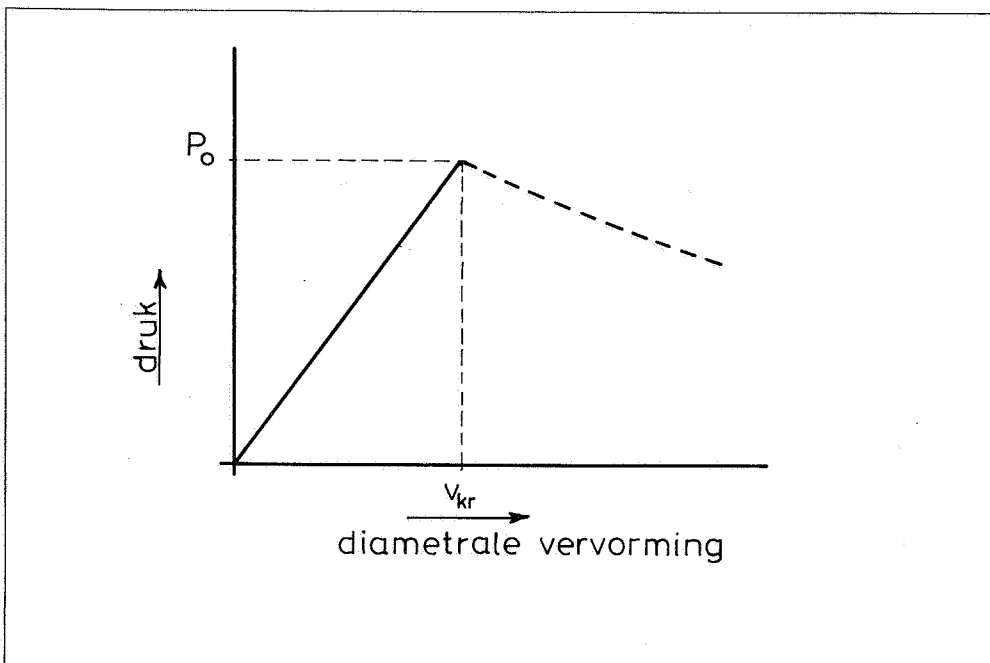
$$0,94 \text{ bar}$$

Referenties

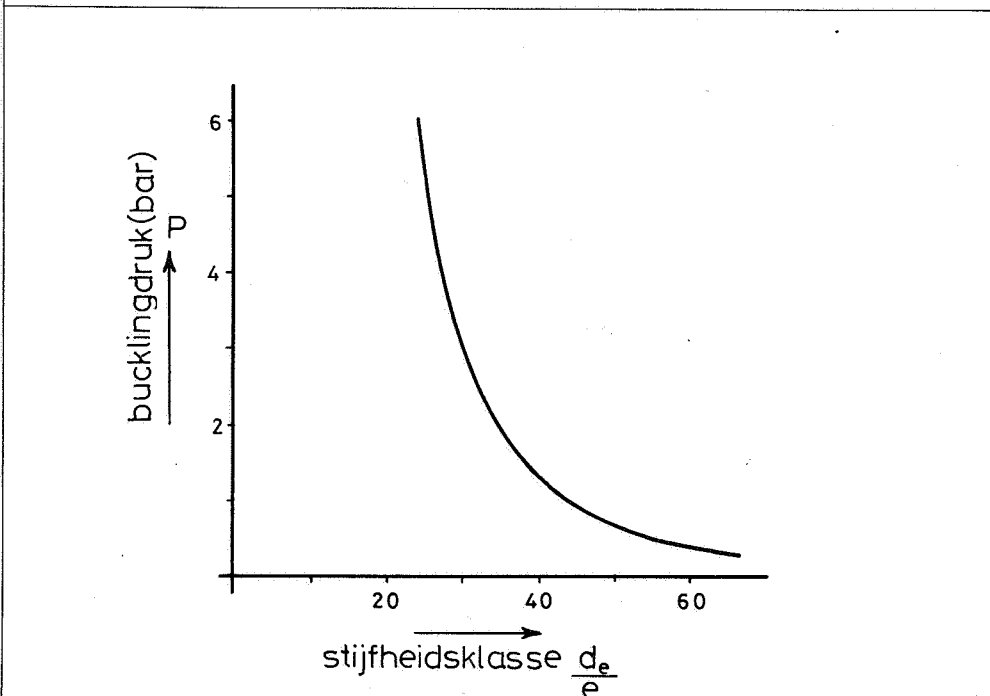
1. Saunders, H.E. en Windenburg, D.F.
'Strength of thin cylindrical shells under external pressure'
Transactions of the American Society of Mechanical Engineers
Paper APM - 53 - 17a

2. Gaube, E en Menges, G
Knicken und Beulen von thermoplastischen Kunststoffen am Beispiel des
Hartpolyäthylens.
Kunststoffe, Bd. 52, 1968, p 153 en p 642.

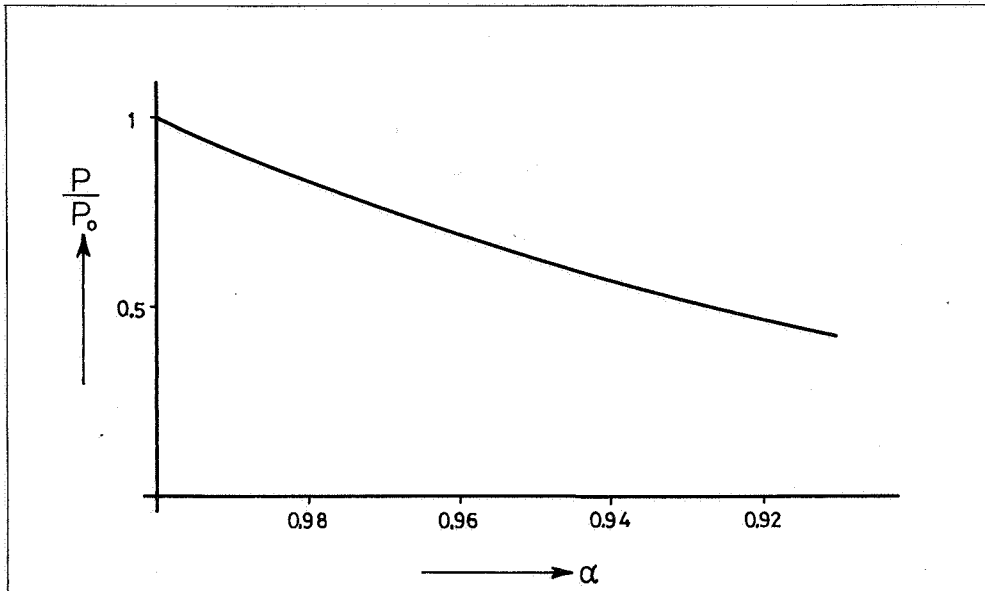
3. Gaube, E
Bemessen von Kanalrohren aus PE hart und PVC hart
Kunststoffe, Bd. 67, 1977, p 353



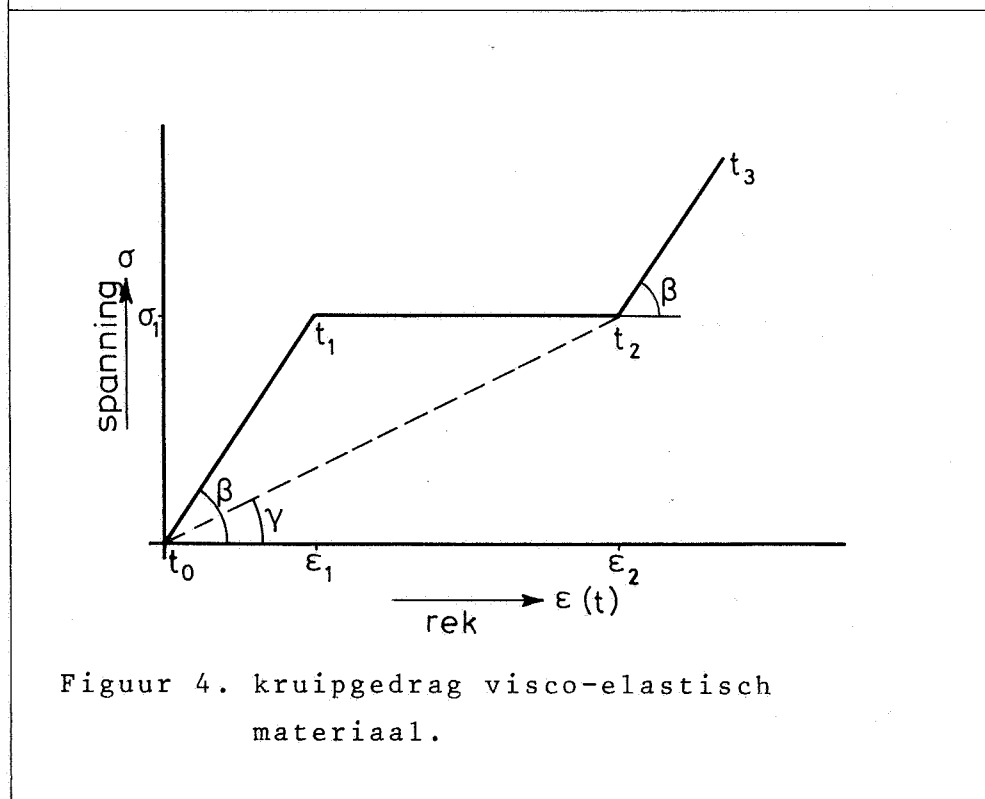
Figuur 1. buisvervorming als functie van uitwendige overdruk.



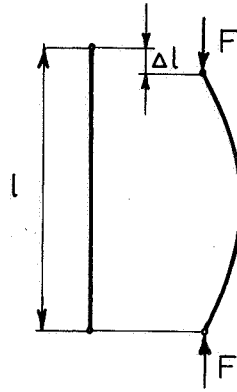
Figuur 2. korte duur bucklingdruk voor PVC-buizen.



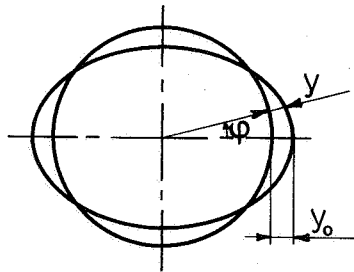
Figuur 3. reductiefactor α^9 voor elliptische buizen.



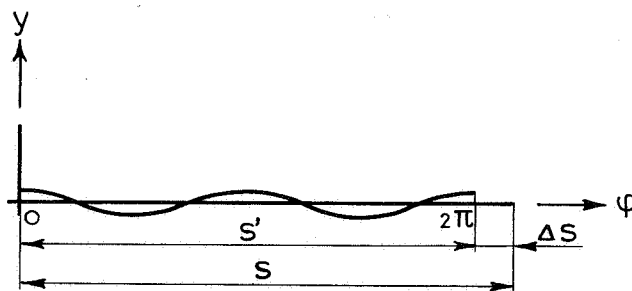
Figuur 4. kruipgedrag visco-elastisch materiaal.



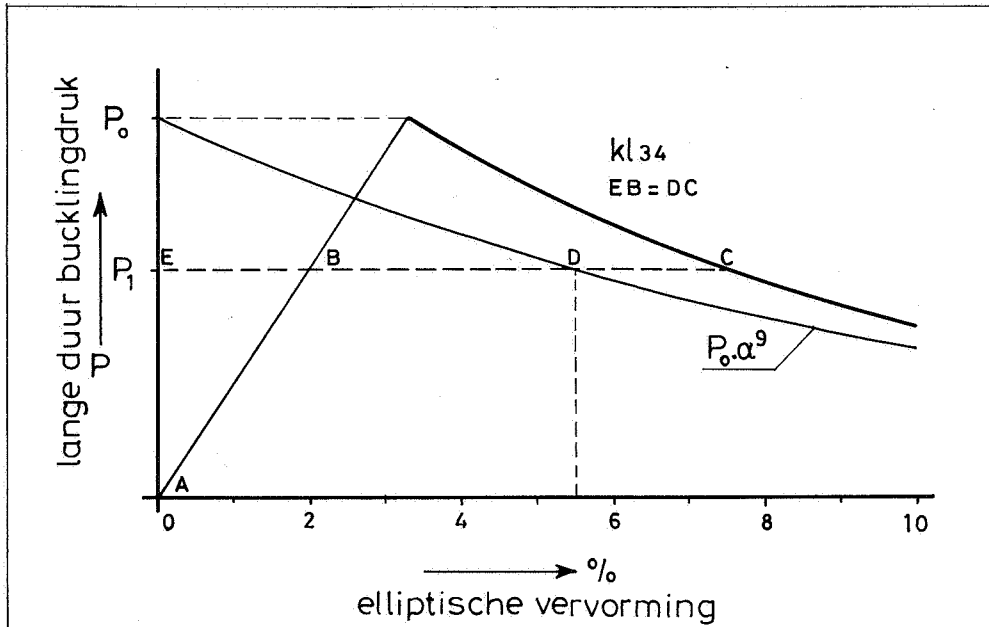
Figuur 5a. kritische vorm van een knikstaaf.



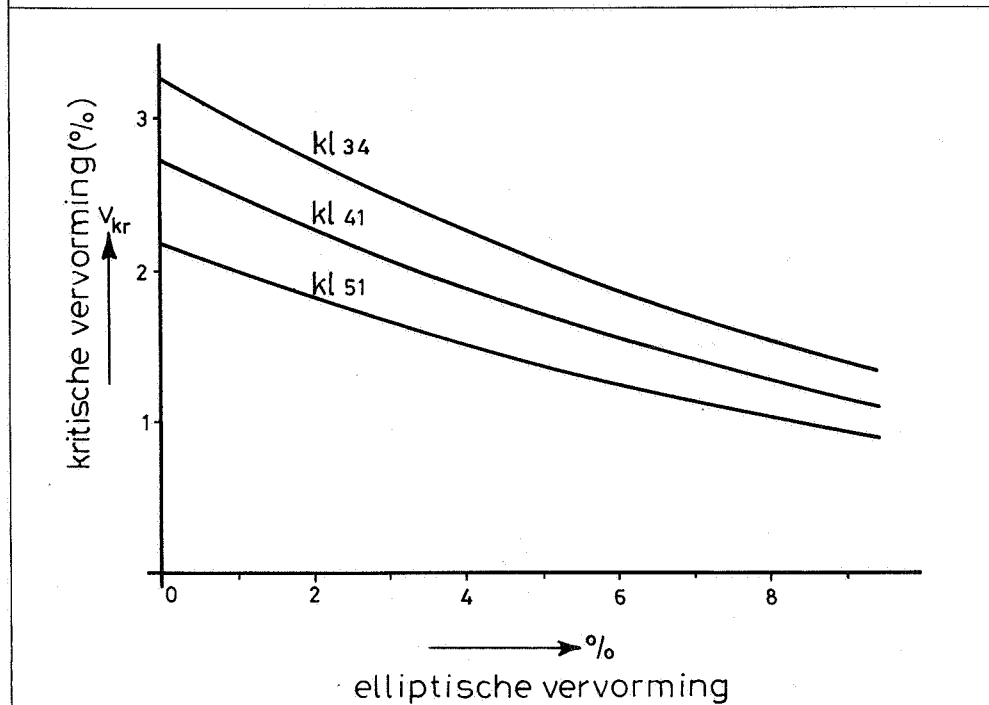
Figuur 5b. kritische vorm van een cirkelvormige buis.



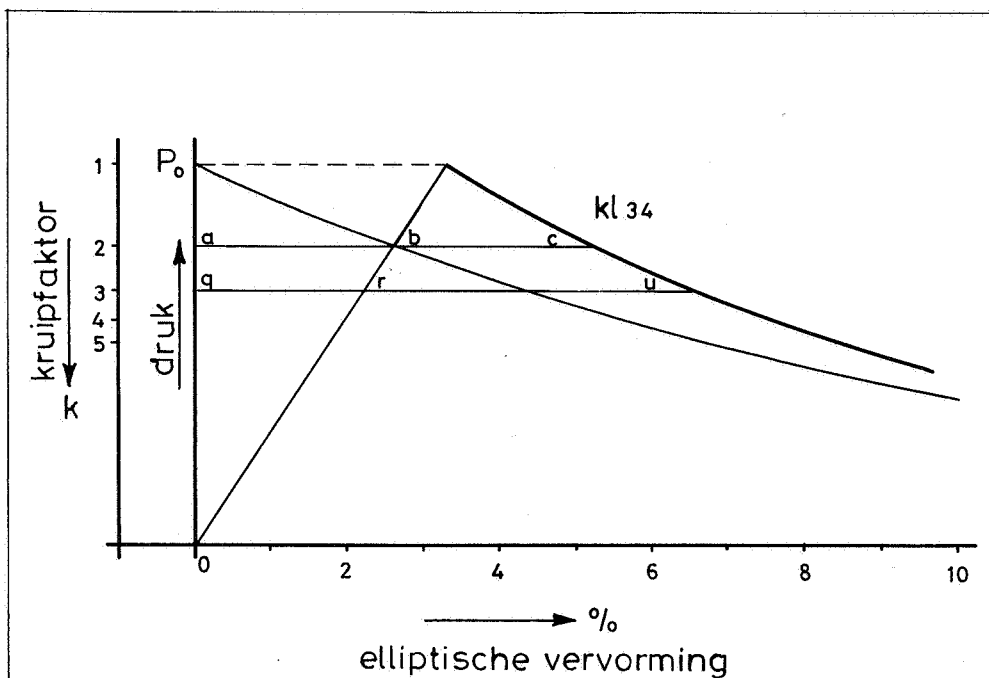
Figuur 5c. kritische vorm van een cirkelvormige buis gestrekt voorgesteld.



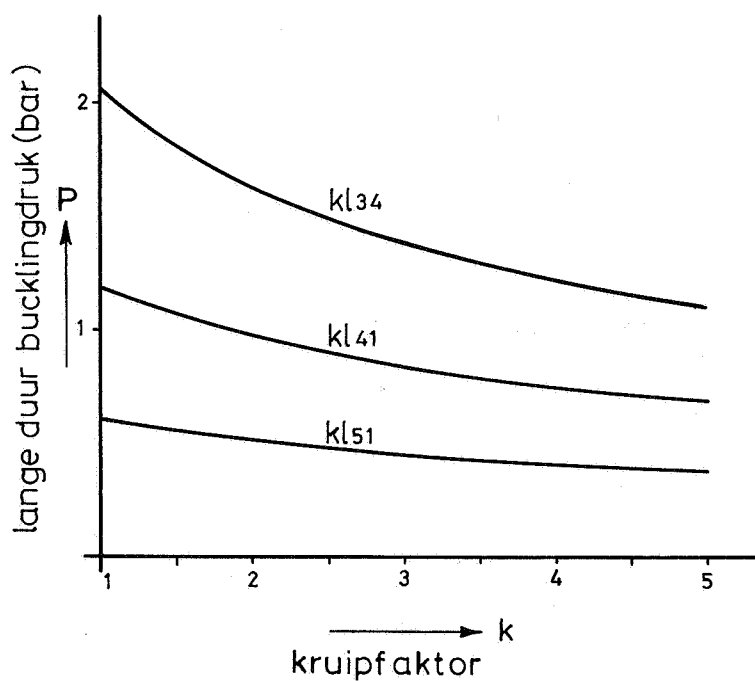
Figuur 6. bepaling kritische vorm voor ellipsen.



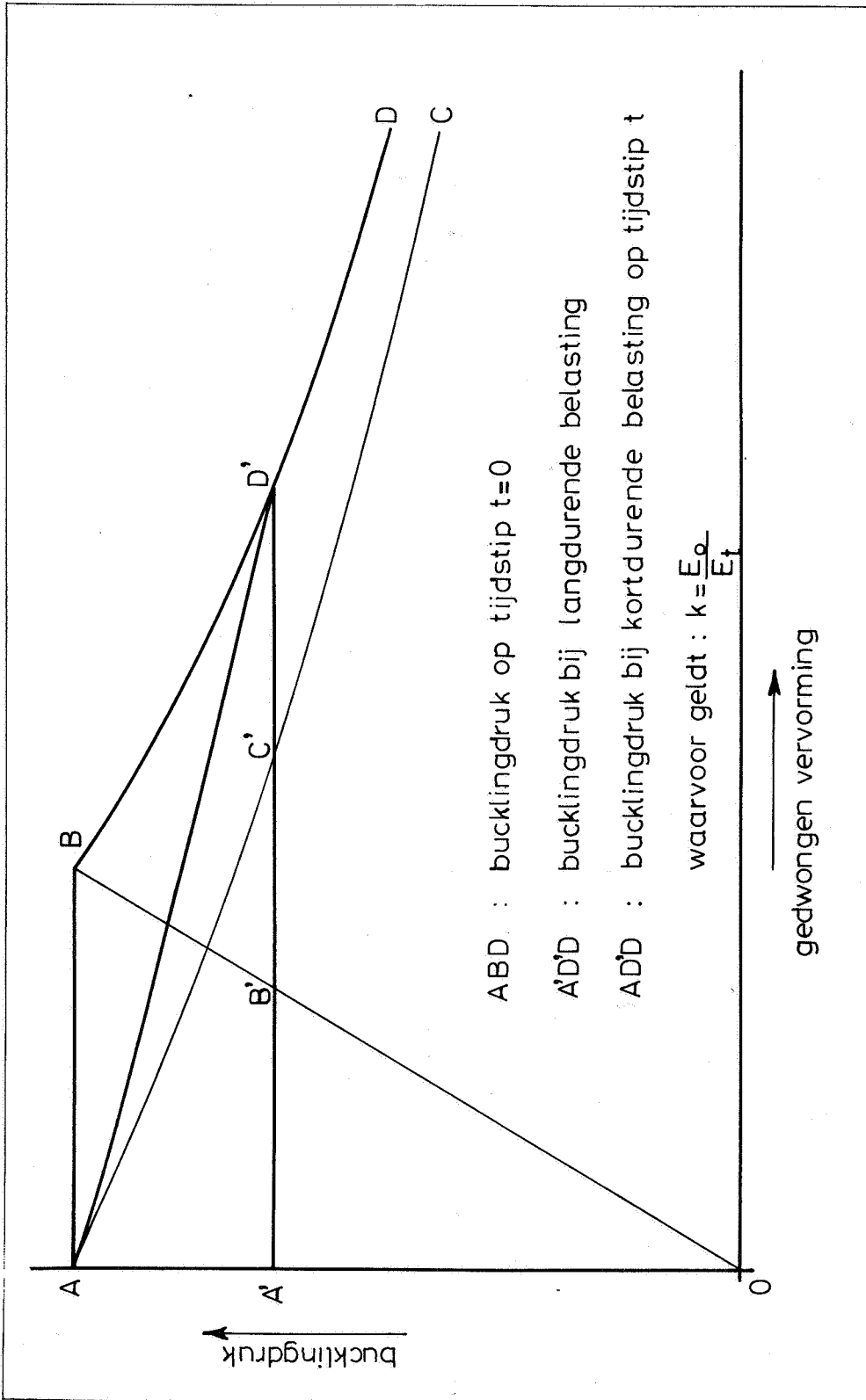
Figuur 7. kritische vorm van ellipsen ontstaan uit buizen van resp. $kl\ 34$, 41 en 51 .



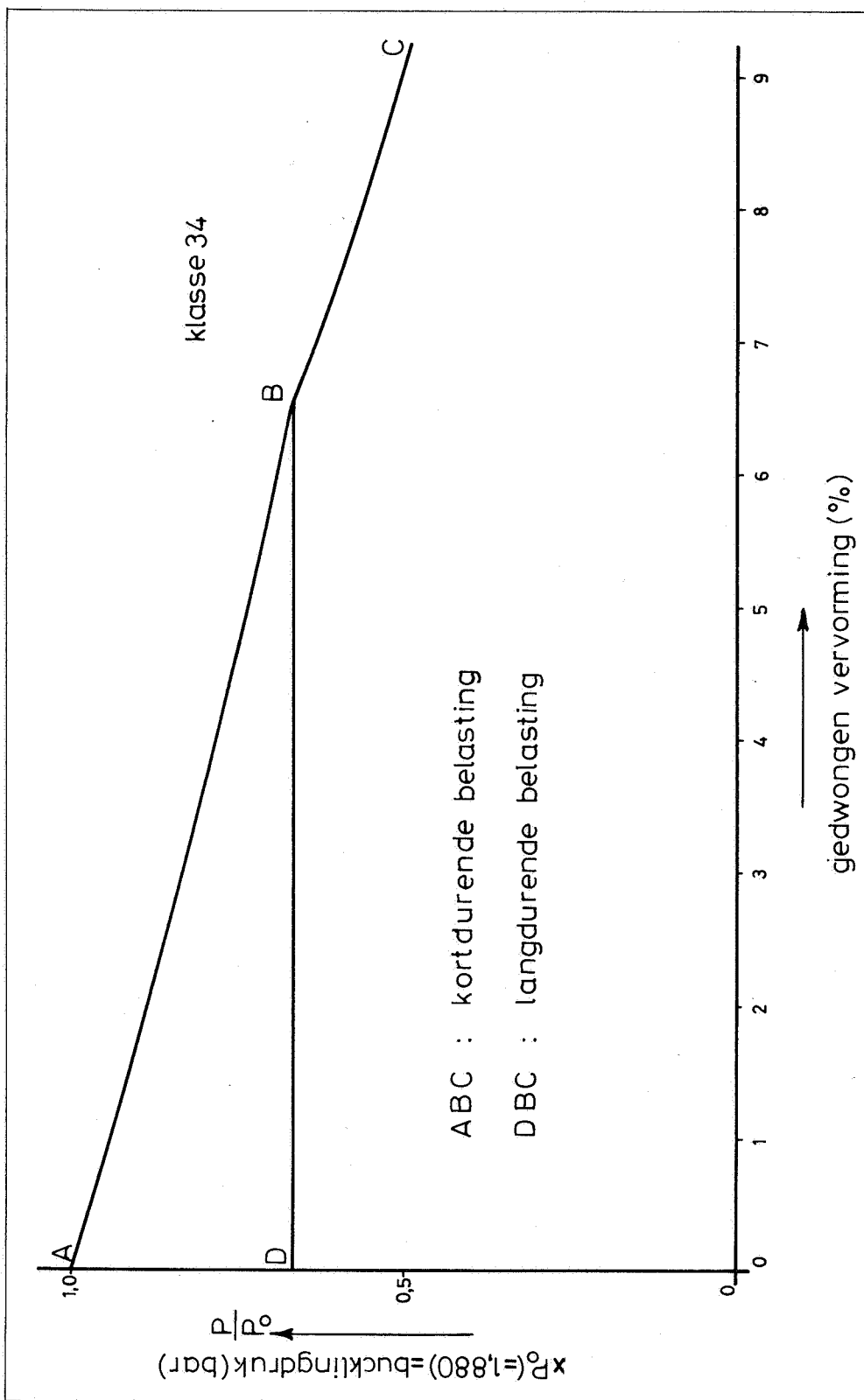
elliptische vervorming
Figuur 8. kruipfactor k als parameter voor lange duur bucklingdruk.



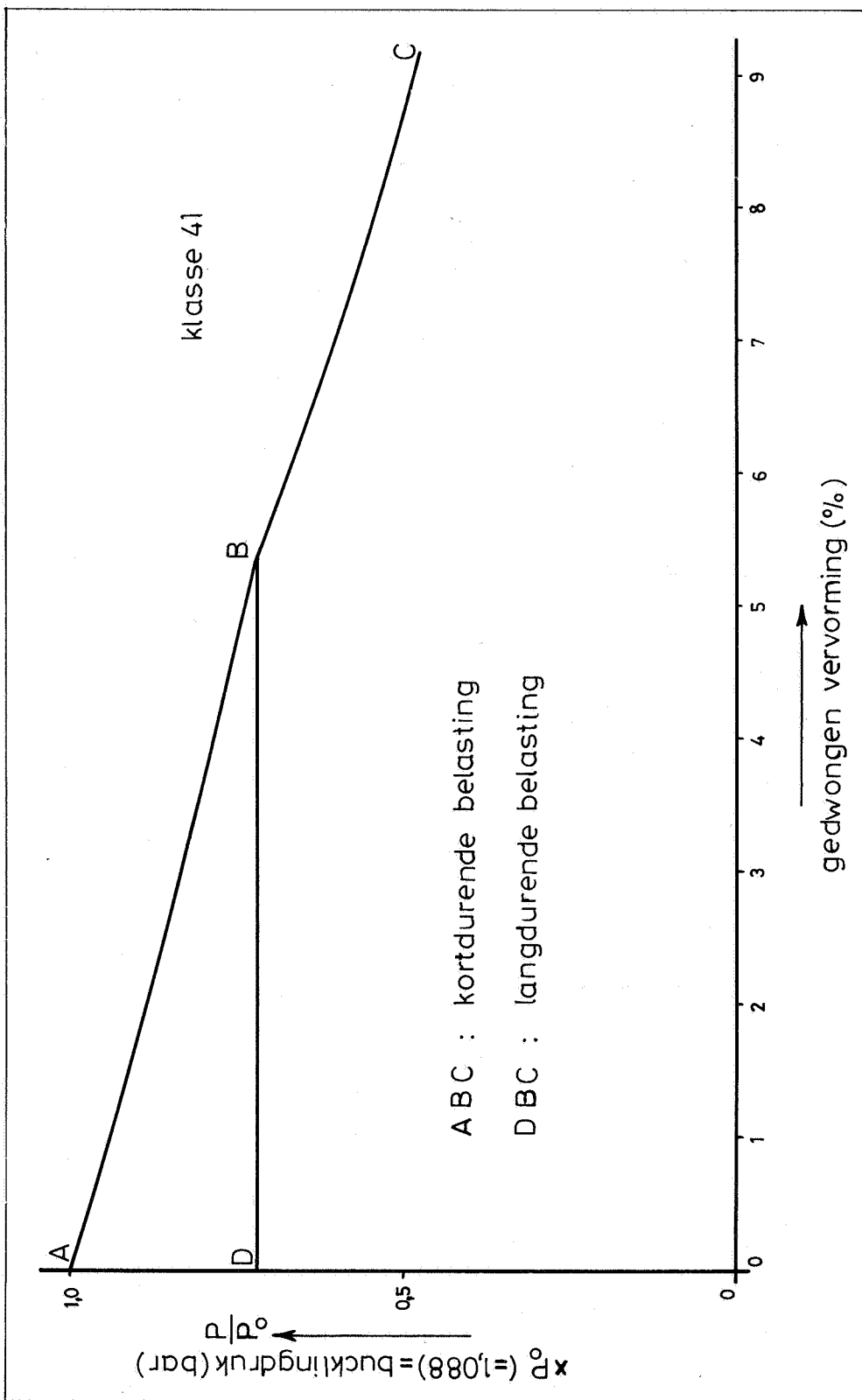
Figuur 9. bucklingdruk als functie van de kruipfactor voor aanvankelijk ronde buizen.



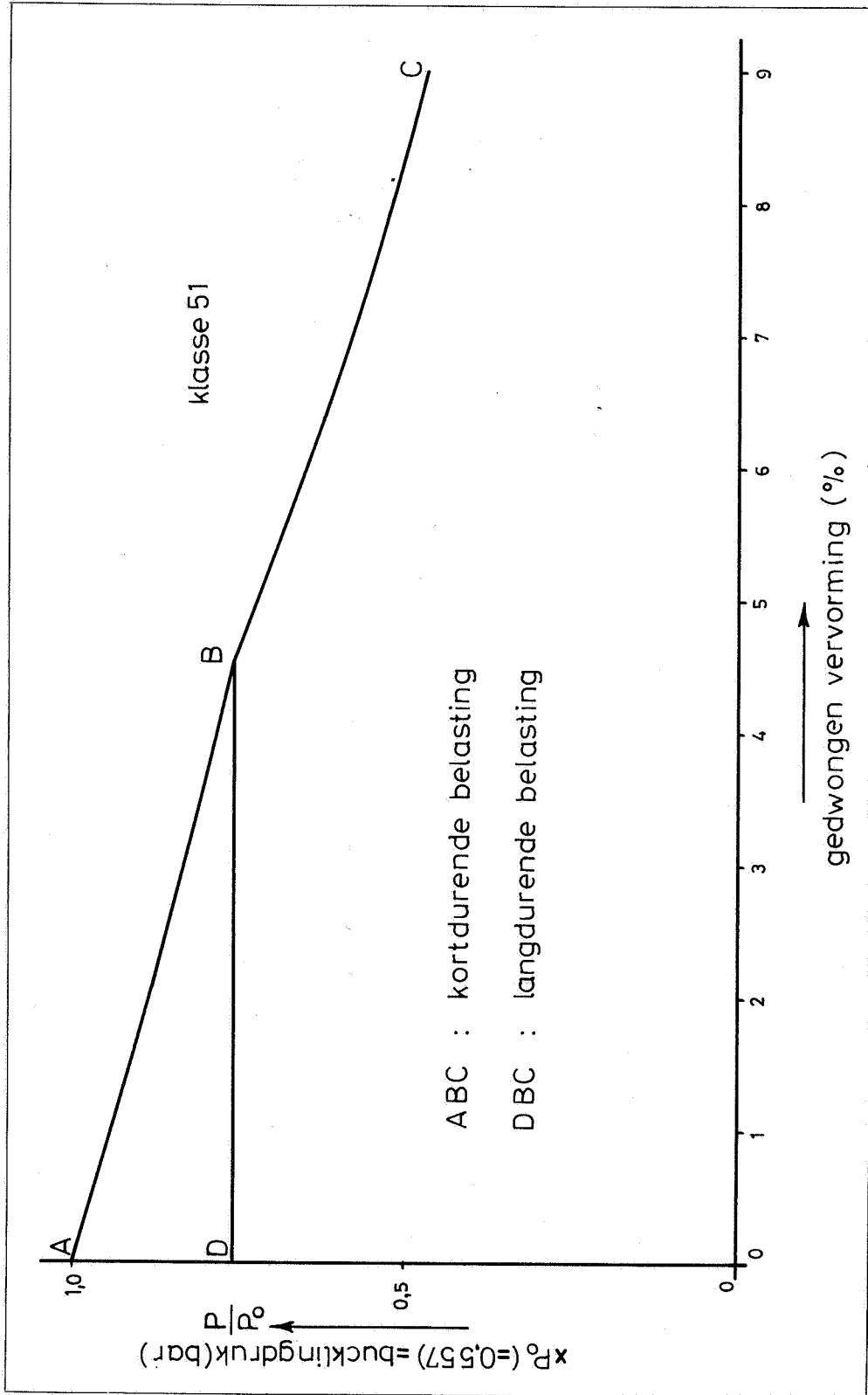
Figuur 10. invloed gedwongen vervorming.



Figuur 11. bucklingdruk PVC bij gedwongen vervorming en $k=3$ (klasse 34).



Figuur 12. bucklingdruk PVC bij gedwongen vervorming en $k=3$ (klasse 41).



Figuur 13. bucklingdruk PVC bij gedwongen vervorming en $k=3$ (klasse 51)

Waterslag in pvc-transportleidingen

Door Ir. G.A. Provoost

Projektingenieur Waterslag Afdeling Pompen en
Industriële Circulaties
Waterloopkundig Laboratorium, Delft

Notaties

A	oppervlakte dwarsdoorsnede leiding
c	voortplantingssnelheid van drukgolven
D	inwendige diameter leiding
e	wanddikte leiding
E	elasticiteits modulus leidingmateriaal
g	versnelling ten gevolge van de zwaartekracht
H	totale drukhoogte
K	kompressie modulus van de vloeistof
p	absolute druk
ΔR	afwijking van de straal van een cirkel
s	coördinaat langs de leiding-as
t	tijd
v	vloeistofsnelheid
ϵ	rek
λ	wrijvingscoëfficiënt volgens White-Colebrook
μ	konstante van Poisson
η	dempingskonstante
ρ	dichtheid van de vloeistof
σ	spanning

SAMENVATTING

Met de huidige gebruikte berekeningsmethode van instationaire stromingsverschijnselen is het mogelijk de dempende invloed van de stromingsweerstand als gevolg van wandwrijving in rekening te brengen. Verdere dempingsinvloeden zijn met deze methode niet te bepalen. In het te behandelen experimentele onderzoek ligt de nadruk op de visko-elastische demping van een p.v.c.-leidingmateriaal. Een beschrijving van de proefopstelling wordt gegeven, evenals de resultaten van de experimenten.

Uit het onderzoek wordt de konklusie getrokken, dat de demping als direkt gevolg van het visko-elastische gedrag van het leidingmateriaal klein is. Ver-
vorming van de leidingdoorsnede treedt op door externe belastingen. Deze ver-
vorming kan resulteren in een enorme demping van drukgolven.

Met de conventionele berekeningsmethode worden ook voor de laatstgenoemde buis-
eigenschappen de ongunstigste waarden voor de extreme drukken veilig voorspeld.

1. Inleiding

In vloeistof-transportleidingen komen drukgolven voor, bijvoorbeeld ten gevolge van uitval van de pomp(en). Het verschijnsel van drukgolven in gesloten leidingen wordt vaak waterslag genoemd. Ten gevolge van drukgolven kunnen zowel hogere als lagere drukken in transportleidingen voorkomen dan die welke volgen uit de stationaire situaties die in deze leidingen voorkomen. Het is daarom vaak gewenst om in het ontwerpstadium reeds te weten wat de optredende maximale over- en onderdrukken zullen zijn. De ontwikkelde theorieën zoals beschreven door o.a. Streeter en Wylie [1] zijn meerdere malen geverifieerd, zowel door metingen aan laboratorium-proefleidingen [2] als door metingen aan bestaande transportleidingen [3]. De meeste moeilijkheden met het voorspellen van de optredende verschijnselen werden daarbij meestal veroorzaakt door het optreden van cavitatie [2, 3]. Het materiaal van de leidingen, waaraan deze metingen werden uitgevoerd, bestond hoofdzakelijk uit staal, gietijzer, asbest-cement en beton. Van metingen aan p.v.c.-leidingen was echter weinig bekend. Metingen, uitgevoerd door Wavin Ontwikkeling B.V., toonden aan dat met de bestaande theorieën een gemeten drukverloop niet kon worden verklaard (zie Figuur 1). Gemeten is de druk na pomputval als functie van tijd aan de bovenstroomse zijde van een 1850 m lange p.v.c.-rioolwatertransportleiding. Deze leiding had een uitwendige diameter van 200 mm en een inwendige diameter van 190,3 mm (klasse 41). De waarde van de voortplantingssnelheid welke kan worden bepaald uit de staande golven welke in de leiding optraden na sluiten van de terugslagklep bedraagt 102 m/s. Indien dit veroorzaakt zou zijn door een hoog vrij luchtgehalte van het water zou het vrij luchtgehalte 9^o/oo moeten bedragen, hetgeen niet erg aannemelijk was. Er moest nog een tweede oorzaak zijn die een dergelijke verlaging van de voortplantingssnelheid tot gevolg had. Dit was aanleiding om een nader onderzoek uit te voeren naar het verschijnsel drukgolven in p.v.c.-transportleidingen.

P.v.c. is een visko-elastisch materiaal. Deze eigenschap veroorzaakt een dempende invloed op lopende drukgolven in leidingen. Voor geplasticeerd p.v.c. (slagvast p.v.c.) is deze demping onderzocht door onder andere Meissner [4, 5]. Van het materiaal van p.v.c.-persleidingen - ongeplasticeerd of hard p.v.c. - was echter weinig bekend. Vanwege de directe toepasbaarheid is het onderzoek uitgevoerd als een meting van drukgolven in

een p.v.c.-leiding. Door de vele onbekende factoren bij een controle-meting aan een transportleiding in de praktijk zijn de experimenten verricht aan een leiding onder laboratorium-condities.

Het onderzoek is uitgevoerd door het Waterloopkundig Laboratorium in samenwerking met Wavin Ontwikkeling B.V.

2. Mathematische modellen

De vergelijkingen welke niet-stationaire 1-dimensionale vloeistofstroming in een buis beschrijven worden verkregen door de bewegingsvergelijking in de richting van de stroming (1) en de massabalansvergelijking (2) en zijn gegeven door Bergeron [6].

$$\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial s} + g \frac{\partial H}{\partial s} = - \frac{\lambda}{2D} v |v| \quad (1)$$

$$\frac{\partial H}{\partial t} + v \frac{\partial H}{\partial s} + \frac{c^2}{g} \frac{\partial v}{\partial s} = 0 \quad (2)$$

Hierin is c de voortplantingssnelheid van drukgolven. $\frac{1}{c^2}$ kan gedefinieerd worden als de evenredigskonstante tussen de verandering van massa-inhoud van een buissegment per eenheid van inhoud en een aangebrachte drukverandering. Dit kan worden samengevat in de volgende vergelijking:

$$\frac{1}{c^2} = - \frac{\partial \rho}{\partial p} + \frac{\rho}{A} \frac{\partial A}{\partial p} \quad (3)$$

Indien zowel het leidingmateriaal als de vloeistof voldoen aan de wet van Hooke en de vorm van de buis steeds dezelfde blijft is de voortplantingssnelheid onafhankelijk van de druk en de tijd en dus konstant. Een buis met een cirkelvormige doorsnede verandert niet van vorm ten gevolge van drukveranderingen. Een buis met een ovale doorsnede daarentegen zal wel van vorm veranderen ten gevolge van drukveranderingen in de buis. De voortplantingssnelheid van drukgolven zal voor buizen met ovale doorsneden drukafhankelijk zijn, zoals aangetoond in de bijdrage van Wijdieks [7]. Ook indien de vloeistof of het buismateriaal afwijkt van de wet van Hooke zal een variabele voortplantingssnelheid van druk worden gevonden. Het verband tussen spanning en rek van een materiaal kan schematisch worden voorgesteld met veren en dempers. Voor een materiaal dat voldoet aan de wet van Hooke is dat alleen een veer (zie Figuur 2). Het verband tussen rek en spanning kan worden geschreven als

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} \quad (4)$$

waarin E een konstante is.

Voor een visko-elastisch materiaal bestaat dit uit een systeem van veren en dempers. Eén van de schematisaties is het model van Voigt-Kelvin (zie Figuur 2). Het verband tussen spanning en de rek is dan tijdafhankelijk geworden. De rek welke behoort bij een plotselinge drukverandering wordt gegeven door:

$$\epsilon(t) = \frac{\sigma}{E} \left(1 - e^{-\frac{E}{\eta} t} \right) \quad (5)$$

Aan de formulering zoals die gegeven is in (3) moet in dit geval nog de dimensie tijd worden toegevoegd. Het is dan vrijwel niet meer mogelijk te spreken over voortplantingssnelheid van drukgolven, daar deze op iedere plaats in de leiding en op ieder tijdstip verschillend is. Een visko-elastisch leidingmateriaal zorgt echter voor een dempende invloed op drukgolven.

3. Experimenten

3.1. Beschrijving van de proefopstelling

De proefopstelling bestaat uit een pijpleiding met een lengte van ongeveer 600 m en een inwendige diameter van ± 100 mm (zie ook Figuur 4). De pijpleiding ligt in een spiraalvorm op een oppervlak van 7×70 m². Zeer steile drukfronten werden verwacht, zodat reflecties bij de bochten effecten zouden kunnen veroorzaken welke niet in mathematische modellen meegenomen worden. Om deze reden zijn bochten met een relatief grote straal (0,35 m) gebruikt. Op afstanden van ongeveer 150 m zijn transparante stukken met een lengte van 0,15 m ingebouwd. De randvoorwaarden van deze pijpleiding wordt gevormd door drie drukvaten: het hoge-drukvat, het lage-drukvat aan de bovenstroomse zijde en de eindtank aan de benedenstroomse zijde van de leiding. Deze ketels zijn ongeveer voor 25% met water en voor de resterende 75% met lucht gevuld. Het waterniveau (ca. 0,5 m boven het leidingniveau) en de luchtdruk in de ketels wordt konstant gehouden. De luchtdruk in de hoge-druktank (inhoud ongeveer 3 m³) kan gevarieerd worden tussen 1,5 en 6 bar, de luchtdruk in de lage-druktank (inhoud ongeveer 6 m³) tussen 1 en 3 bar en de luchtdruk in de eindtank (inhoud ongeveer 3 m³) eveneens tussen 1 en 3 bar.

In de stationaire situatie is de hoge-druktank met de bovenstroomse zijde van de leiding verbonden. Watersnelheden tot 2 m/s zijn mogelijk. Een drukverlaging aan de bovenstroomse zijde van de leiding kan worden verkregen door de verbinding tussen de hoge-druktank en de leiding te verbreken en tegelijkertijd de lage-druktank met de bovenstroomse zijde van de leiding te verbinden. Dit gebeurt door gelijktijdig sluiten en openen van twee star gekoppelde bolafsluiters die zich bevinden tussen de bovenstroomse zijde van de leiding en respectievelijk de hoge-druktank en de lage-druktank. De totale sluit- en openingstijd van de bolafsluiters kan gevarieerd worden tussen 0,5 s en ongeveer 10,5 s.

De drukaansluiting voor de metingen van de druk in stationaire situatie evenals de aansluitingen voor het meten van de drukvariaties gedurende de experimenten zijn gesitueerd in de reeds eerder genoemde perspex stukken pijp (zie eveneens Figuur 4). De drukken in de stationaire situatie zijn gemeten met een precisie manometer. De drukvariaties gedurende de experimenten zijn gemeten met behulp van piezo-electrische drukopnemers. De snelheid aan de bovenstroomse zijde van de leiding is gemeten met een electromagnetische debietmeter welke door het Waterloopkundig Laboratorium ontworpen en gebouwd is speciaal voor het meten van debietvariaties ten gevolge van drukgolven. Het debiet in de stationaire situatie is gemeten met behulp van een normale electromagnetische debietmeter. De drukken op vijf plaatsen in de leiding, de watersnelheid aan de bovenstroomse zijde van de leiding en de hoek van de gekoppelde bolafsluiters zijn geregistreerd op een 7 kanaals U.V.-recorder.

3.2. Meetresultaten

Experimenten zijn uitgevoerd voor zowel een stalen als een p.v.c.-leiding met water als te transporteren medium. De lengte van de stalen leiding bedroeg 600 m met een inwendige diameter van 0,103 m. De voortplantingssnelheid van drukgolven bedroeg in deze leiding 1400 m/s. In de stationaire situatie bedroeg de gemiddelde vloeistofsnelheid 1,00 m/s, de bovenstroomse druk 1,74 bar en de benedenstroomse druk 1,05 bar. Een drukdaling van 0,69 bar aan de bovenstroomse zijde werd verkregen door van de hoge druktank met behulp van de gekoppelde bolafsluiters over

te schakelen naar de lage-druktank. De gemeten drukvariaties zijn voor de meetpunten 1 t/m 5 weergegeven in Figuur 5. De demping veroorzaakt door de stromingsweerstand ten gevolge van wandwrijving is klein. Proeven uitgevoerd onder andere condities (wijziging van snelheid en/of drukken) gaven steeds hetzelfde beeld te zien.

Dezelfde experimenten zijn uitgevoerd aan de p.v.c.-leiding, welke eveneens een lengte had van 600 m. De uitwendige diameter bedroeg 110 mm en de gemiddelde wanddikte 3,52 mm. De proeven zijn uitgevoerd bij verschillende vloeistofsnelheden en verschillende steilheden van het ontstane onderdrukfront. In de experimenten waarvan het resultaat is weergegeven in de Figuren 6 en 7 bedroeg de gemiddelde vloeistofsnelheid in de stationaire situatie 1,00 m/s, de bovenstroomse druk 1,67 bar en de benedenstroomse druk 1,07 bar. In beide experimenten is een drukdaling van 0,60 bar gecreëerd. De tijd waarin deze drukdaling ontstond was bij het in Figuur 6 weergegeven experiment 0,23 s, bij het in Figuur 7 weergegeven experiment 0,45 s. De experimenten zijn eveneens uitgevoerd bij hogere watersnelheden. In Figuur 8 is het resultaat weergegeven van het experiment waarbij de gemiddelde vloeistofsnelheid 2 m/s bedroeg, de bovenstroomse druk 3,99 bar, de benedenstroomse druk 1,86 bar en de grootte van de ontstane drukdaling aan de bovenstroomse zijde van de leiding 2,15 bar.

De voorzijde van het onderdrukfront vervormt vrijwel niet en plant zich in de leiding voort met een snelheid van 324 m/s. De achterzijde van het onderdrukfront plant zich echter met een lagere snelheid voort, hetgeen resulteert in de vervorming van het drukfront en uiteindelijk in een extra demping.

Het experiment bij een watersnelheid van 2 m/s is gesimuleerd met behulp van een mathematisch model, uitgaande van de vergelijkingen (1) en (2). De gevolgde oplossingsmethode is de methode van de karakteristieken zoals beschreven door Streeter en Wylie [1]. Hierbij is de aanname gedaan dat het toegepaste materiaal voldoet aan de wet van Hooke en dat de voortplantingssnelheid van drukgolven gelijk is aan 324 m/s. Het resultaat van de uitgevoerde berekeningen is eveneens weergegeven in Figuur 8. In het mathematisch model is wel rekening gehouden met de dempende invloed van de stromingsweerstand als gevolg van wandwrijving.

4. Resultaten

Het gedrag van p.v.c. ten aanzien van drukgolven wijkt weinig af van het gedrag van staal, behoudens een verschil in absolute waarde van de elasticiteitsmodulus. Tevens blijkt de afwijking ten opzichte van het mathematisch model gering te zijn. Er treedt echter wel enige verflauwing van het onderdrukfront op. Dit is niet te verklaren door wandwrijving.

De gemeten waarde van de voortplantingssnelheid van drukgolven is ca. 324 m/s. Voor buismaterialen en vloeistoffen die voldoen aan de wet van Hooke wordt de voortplantingssnelheid voor de laboratoriumproefleiding gegeven door (6). Zie hiervoor ook de afleiding in [1] en [7] voor buizen welke axiale krachten kunnen opnemen en vrij kunnen verlengen.

$$\frac{1}{c^2} = \left[\frac{1}{K} + \frac{D}{Ee} \left(\frac{5}{4} - \mu \right) \right] \rho \quad (6)$$

Aangezien de experimenten zijn uitgevoerd bij een watertemperatuur van ongeveer 4° C kan gevonden worden in [8]:

$$K = 2,017 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2$$

$$\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$$

De diameter, gemiddelde wanddikte, elasticiteitsmodulus en de konstante van Poisson zijn bepaald door Wavin Ontwikkeling B.V. en zijn gelijk aan:

$$D = 102,96 \text{ mm}$$

$$e = 3,52 \text{ mm}$$

$$E = 3,2 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2$$

$$\mu = 0,40$$

De met deze gegevens berekende voortplantingssnelheid bedraagt: $c = 348 \text{ m/s}$. Door verschillende oorzaken, zoals bijvoorbeeld een zeer klein vrij luchtgehalte van het water en enige beweging in de gebruikte trekvastekoppelingen kan verklaard worden dat de gemeten voortplantingssnelheid iets lager is dan de theoretisch berekende waarde.

De gevonden verflauwing van het onderdrukfront vertoont in de Figuren 6, 7 en 8 hetzelfde beeld, ondanks het feit dat de druk tussen de meetpunten 1 en 2 bij de eerste twee experimenten tot beneden de 1 bar zakte (onderdruk) en bij het laatste experiment tot beneden de 2 bar zakte, maar duidelijk boven de 1 bar bleef (overdruk). De verflauwing kan dan ook niet veroorzaakt

zijn door een drukafhankelijke voortplantingssnelheid (bijvoorbeeld veroorzaakt door een ovaalheid van de buis), zodat de gevonden demping veroorzaakt moet zijn door eigenschappen van het buismateriaal. Demping door het visko-elastisch gedrag van p.v.c. is dus wel aanwezig maar het effect is slechts klein.

Hiermee is echter nog niet verklaard hoe in de meting, welke is weergegeven in Figuur 1 een zeer lage voortplantingssnelheid gemeten werd. Zoals aangegeven door van der Woude [9] en Stapel [10] zal een buis in de grond vervormen. Het effect op de voortplantingssnelheid is voor ovale buizen aangegeven door Larsen [11] en Wijdieks [7]. Dit effect is uitstekend zichtbaar te maken aan de hand van een voorbeeld ontleend aan [11]. Het voorbeeld betreft hier een 3000 m lange HDPE-watertransportleiding met een diameter van 1000 mm. De gemiddelde vloeistofsnelheid in de stationaire situatie bedraagt 4,5 m/s. De leiding ligt horizontaal. De druk aan de bovenstroomse zijde van de transportleiding bedraagt in de stationaire situatie 5 bar. De benedenstroomse druk is konstant en gelijk aan 1 bar. Het effect van pomputval is bestudeerd aan de hand van een plotselinge drukdaling van 4 bar aan de bovenstroomse zijde van de leiding. Met de aanname van een initiële ovaalheid gelijk aan $\frac{\Delta R}{e} = 0,4$ - afwijking van de straal ten opzichte van wanddikte voor een drukloze buis (inwendige druk is gelijk aan de uitwendige druk) - is dit verschijnsel weergegeven in Figuur 9. Een oorspronkelijk oneindig steil drukfront (druk daling binnen een oneindig kleine tijd) gaat over in een flauw hellend drukfront omdat het "begin" van het drukfront zich met een grotere snelheid door de leiding voortplant dan het "eind" van het drukfront. Na weerkaatsing van dit front tegen het benedenstroomse deel van de leiding ontstaat een schokgolf (oneindige steile overdruk-golf) doordat het begin van de gereflecteerde (overdruk-)golf "ingehaald" wordt door de later gereflecteerde golven. Het uiteindelijke resultaat is een veel lagere minimale drukkenlijn, dan die welke volgt uit een berekening met een konstante voortplantingssnelheid. Deze minimale drukkenlijn is sterk afhankelijk van de initiële ovaalheid van de buis. Dit is weergegeven in Figuur 10, waarin de minimale drukken welke optreden na pomputval zijn weergegeven voor een horizontale klasse 34 p.v.c.-buis. Het is duidelijk te zien dat bij een volkomen ronde buis de maximum toelaatbare onderdruk ten aanzien van plooi van de buiswand zou zijn bereikt.

Terugkomend op Figuur 1 kan hierin duidelijk het effect van een in de grond

vervormde buis worden teruggevonden. Ten gevolge van de variabele voortplantingssnelheid is de tijd welke ligt tussen pomputval en drukstijging bij het bovenstroomse leidingeinde niet gelijk aan de halve periode van de later geregistreeerde staande golven. De lage waarde voor de voortplantingssnelheid berekend uit de periode van deze staande golven kan verklaard worden door een initiële ovaalheid van buis $\frac{\Delta R}{e} = 0,8$.

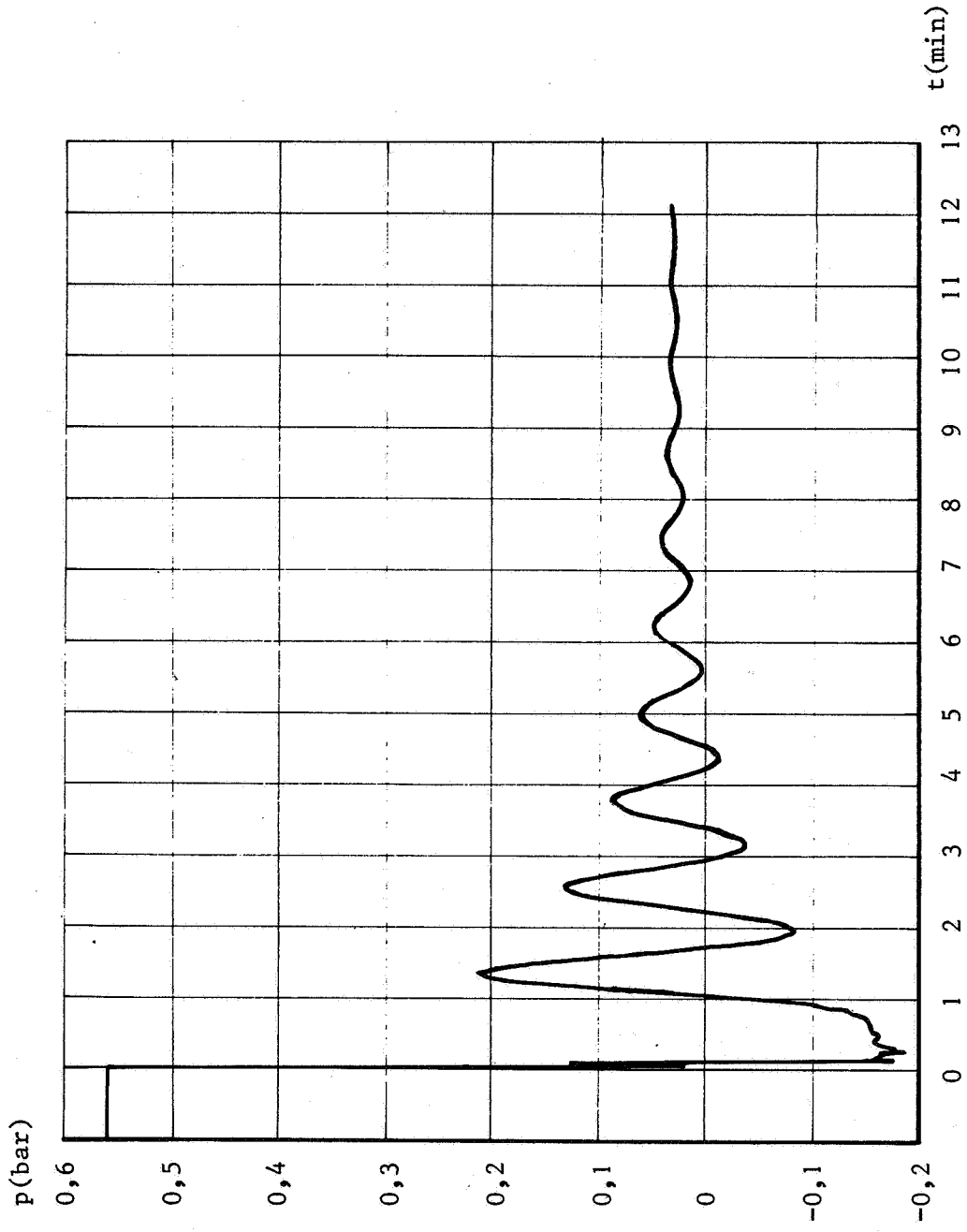
Aan de hand van enige voorbeelden is aangetoond dat de vervorming van een kunststof buis een gunstige invloed heeft ten aanzien van onderdrukken. Een goede voorspelling van de optredende verschijnselen is niet mogelijk op dit moment, daar bij de beschikbare mathematische modellen uitgegaan wordt van de aanname dat de voortplantingssnelheid konstant is. De uitkomsten van deze modellen zijn konservatief, met andere woorden: de berekende onderdrukken zijn groter dan de werkelijk optredende onderdrukken (veilig). Op basis van de bestaande gegevens is het mogelijk een nieuw mathematisch model te ontwikkelen, maar de praktische bruikbaarheid hangt sterk af van de numerieke uitwerking.

Door vervorming van een buis zal zowel de optredende onderdruk als de toelaatbare onderdruk minder worden. Het verdient daarom aanbeveling nader te onderzoeken welk van beide effecten de belangrijkste rol speelt.

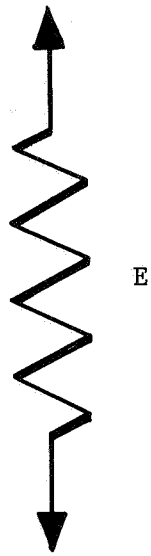
Referenties

1. Streeter, V.L. and Wylie, E.B., Hydraulic transients, New York, McGraw-Hill Book Company, 1967.
2. Kranenburg, C., Transient cavitation in pipelines, report no. 73-2, Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, Laboratory of Fluid Mechanics, 1973.
3. Provoost, G.A., Investigation into cavitation in a prototype pipeline caused by waterhammer, Second International Conference on Pressure Surges, London, 1976. Ook: Waterloopkundig Laboratorium, Publikatie no. 170, Delft, nov., 1976.

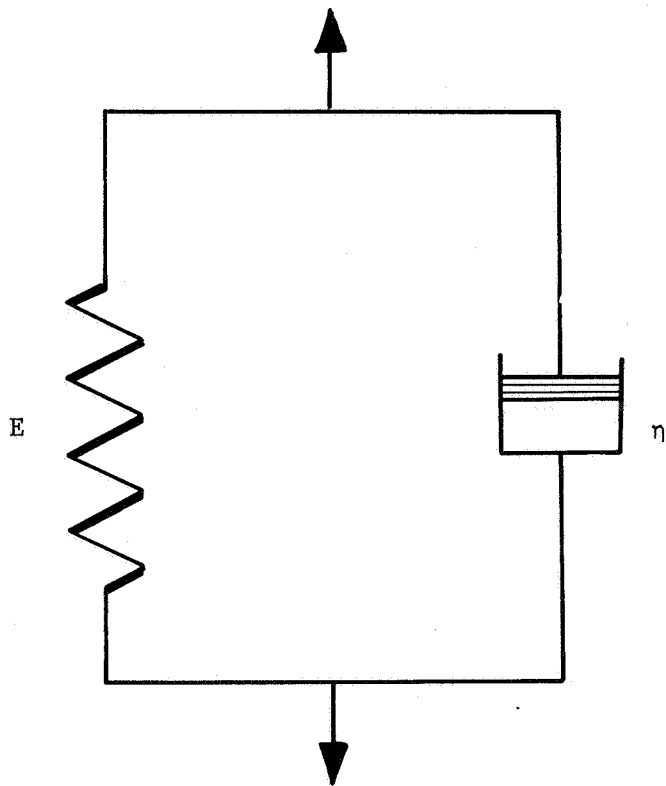
4. Meissner, E., Berechnung instationärer Strömungsvorgänge in Kunststoffleitungen, Mitteilungen Heft Nr. 19, Technische Universität München, Hydraulik und Gewässerkunde, München, 1976.
5. Meissner, E. and Franke, P.-G., Influence of pipe material on the damping of water hammer; Hydraulic Engineering for Improved Water Management, Proc. 17th Congress I.A.H.R., Baden-Baden, 1977.
6. Bergeron, L., Water hammer in hydraulics and wave surges in electricity, John Wiley and Sons, Inc., New York, 1961.
7. Wijdieks, J., Waterslagverschijnselen in vloeistoftransportleidingen, Waterslag in p.v.c.-leidingen, 1978. Ook: Waterloopkundig Laboratorium, Publikatie no. 196, Delft, april, 1978.
8. Kell, G.S., Volume properties of ordinary water, Handbook of Chemistry and Physics, The Chemical Rubber Co., Ohio, 1972.
9. Woude, P.J.M. van der, Produkteigenschaften kunststofbuizen, 1978. Ook: Waterloopkundig Laboratorium, Publikatie no. 196, Delft, april, 1978.
10. Stapel, J.J., Onderdrukbeproevingen aan p.v.c.-buizen, 1978. Ook: Waterloopkundig Laboratorium, Publikatie no. 196, Delft, april, 1978.
11. Larsen, I., Development and propagation of underpressure fronts influenced by buckling of the pipe wall, Second International Conference on Pressure Surges, London, 1976.



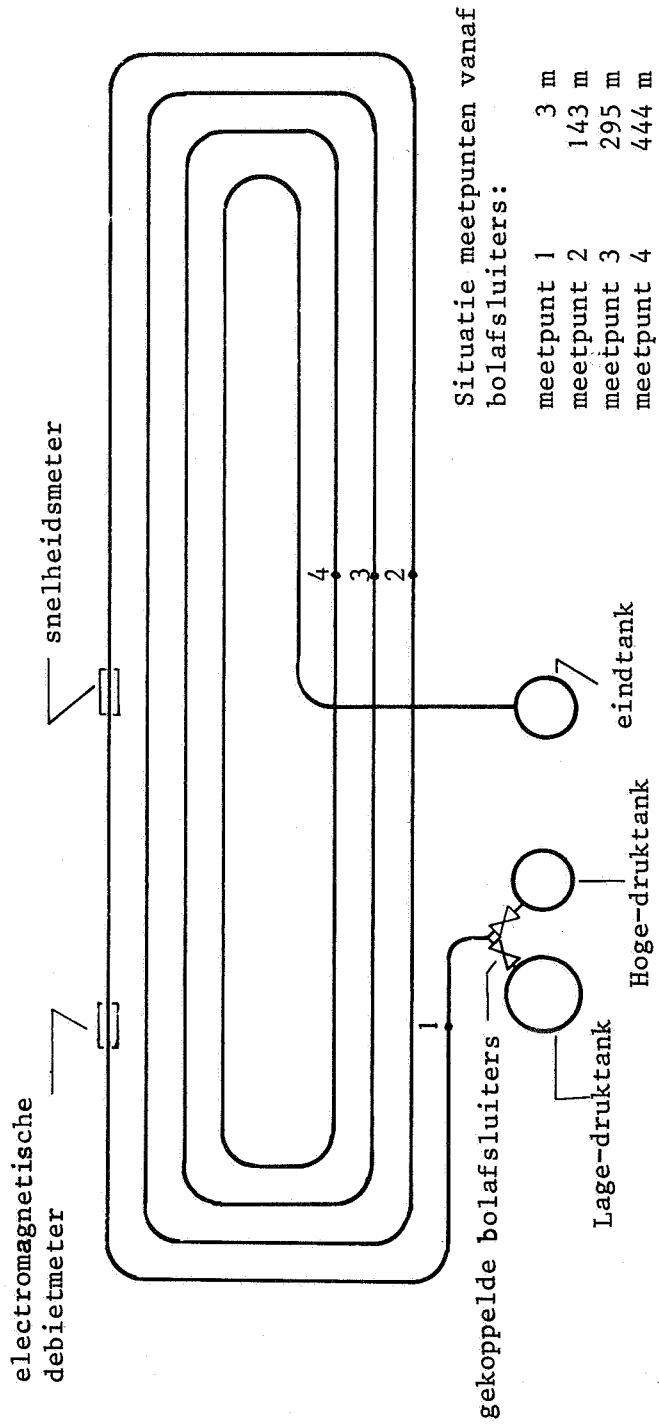
Figuur 1. Registratie van het drukverloop na pompsluiting aan de boven-
stroomse zijde van een p.v.c.-rioolwaterpersleiding



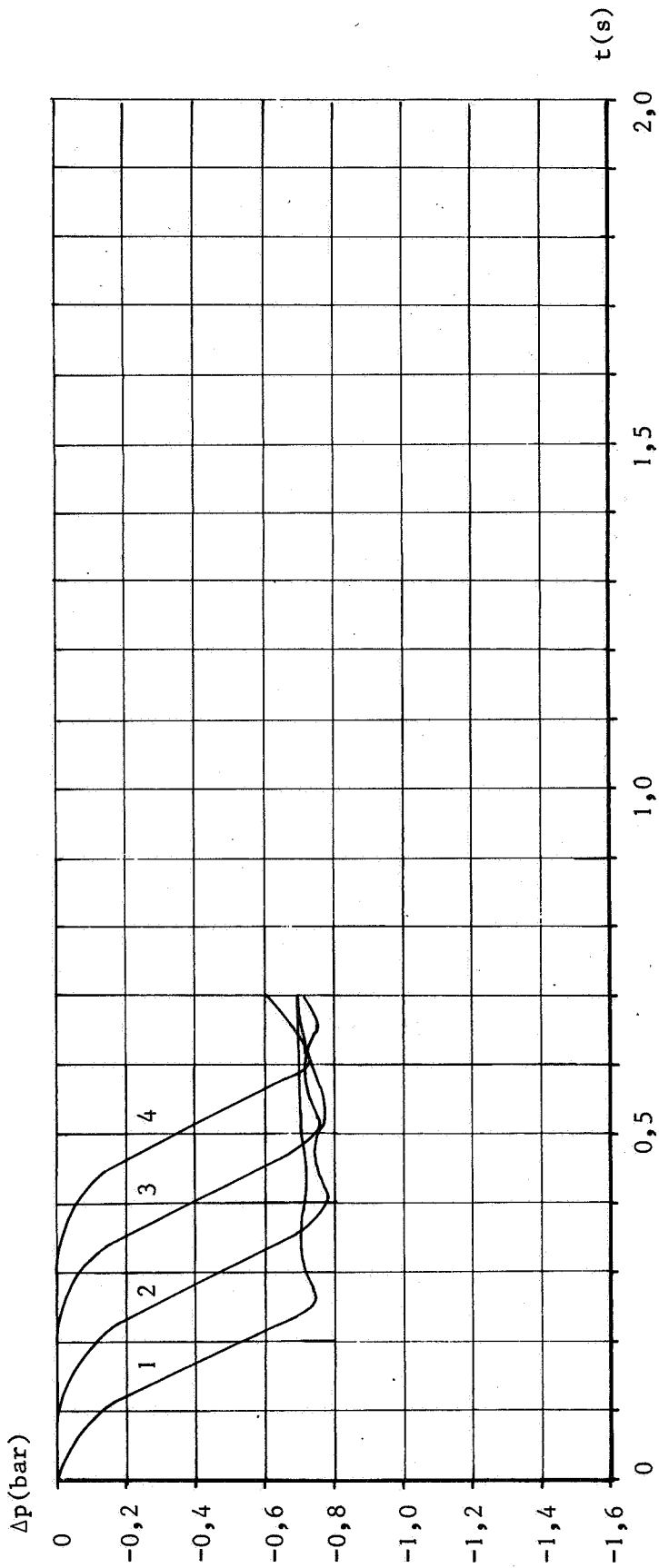
Figuur 2. Veer-element



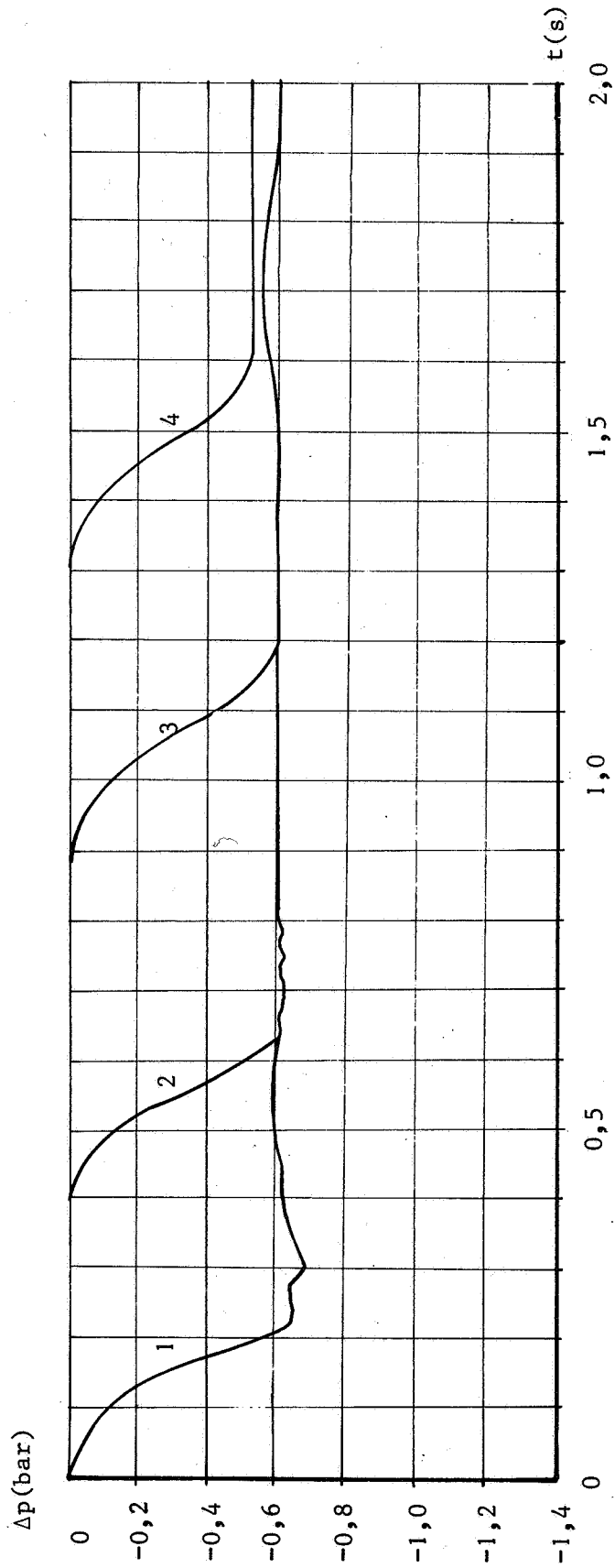
Figuur 3. Veer-demper-element volgens Voigt-Kelvin



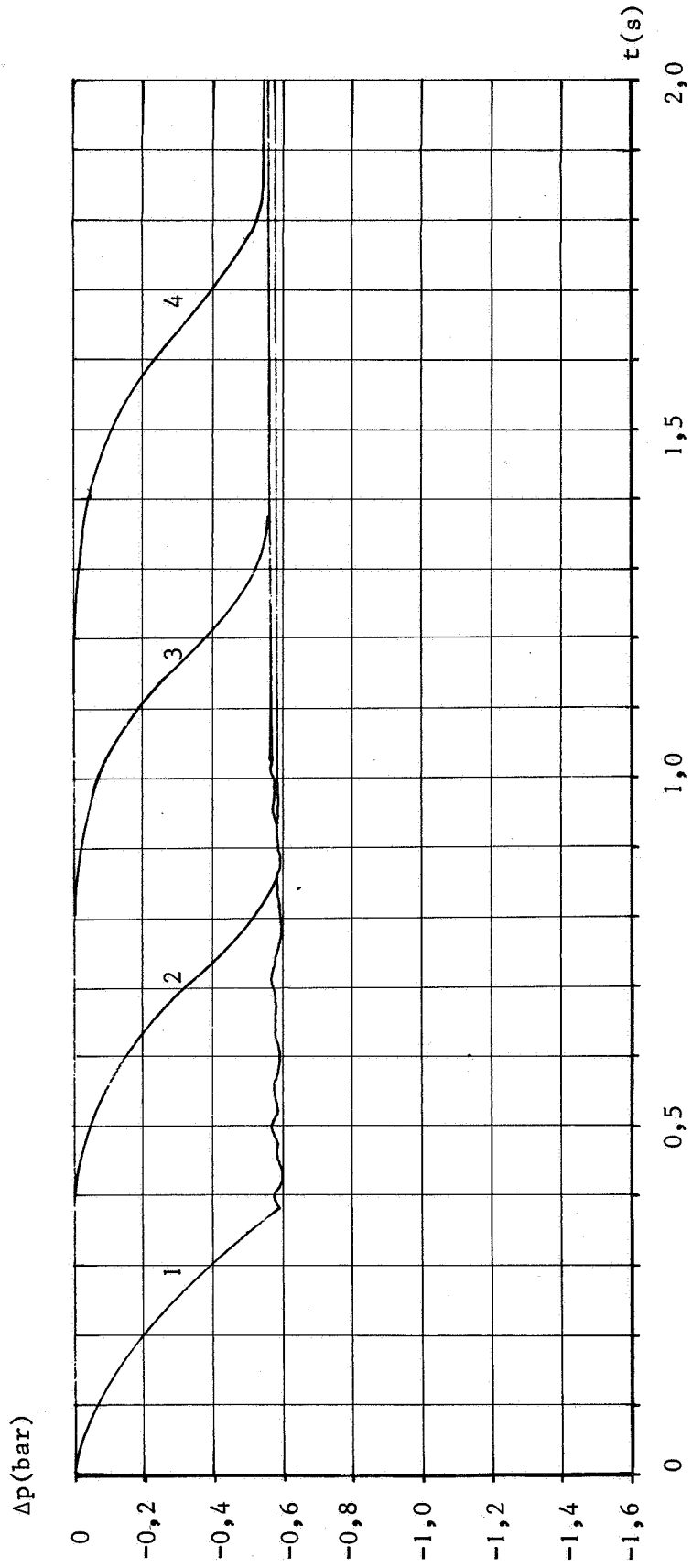
Figuur 4. Schema van de proefopstelling



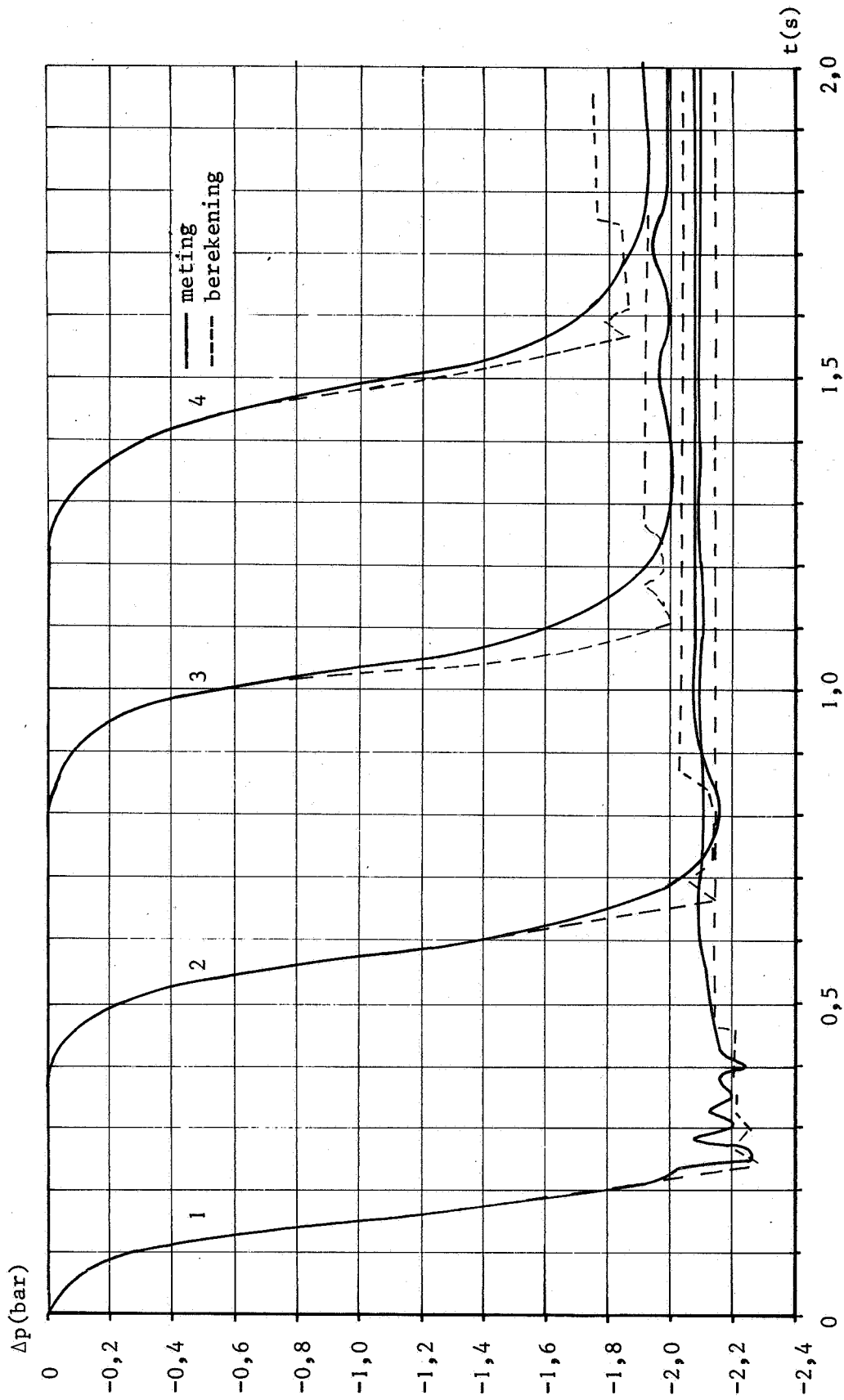
Figuur 5. Drukdalingen voor meetpunten 1 t/m 4 voor experiment in stalen leiding



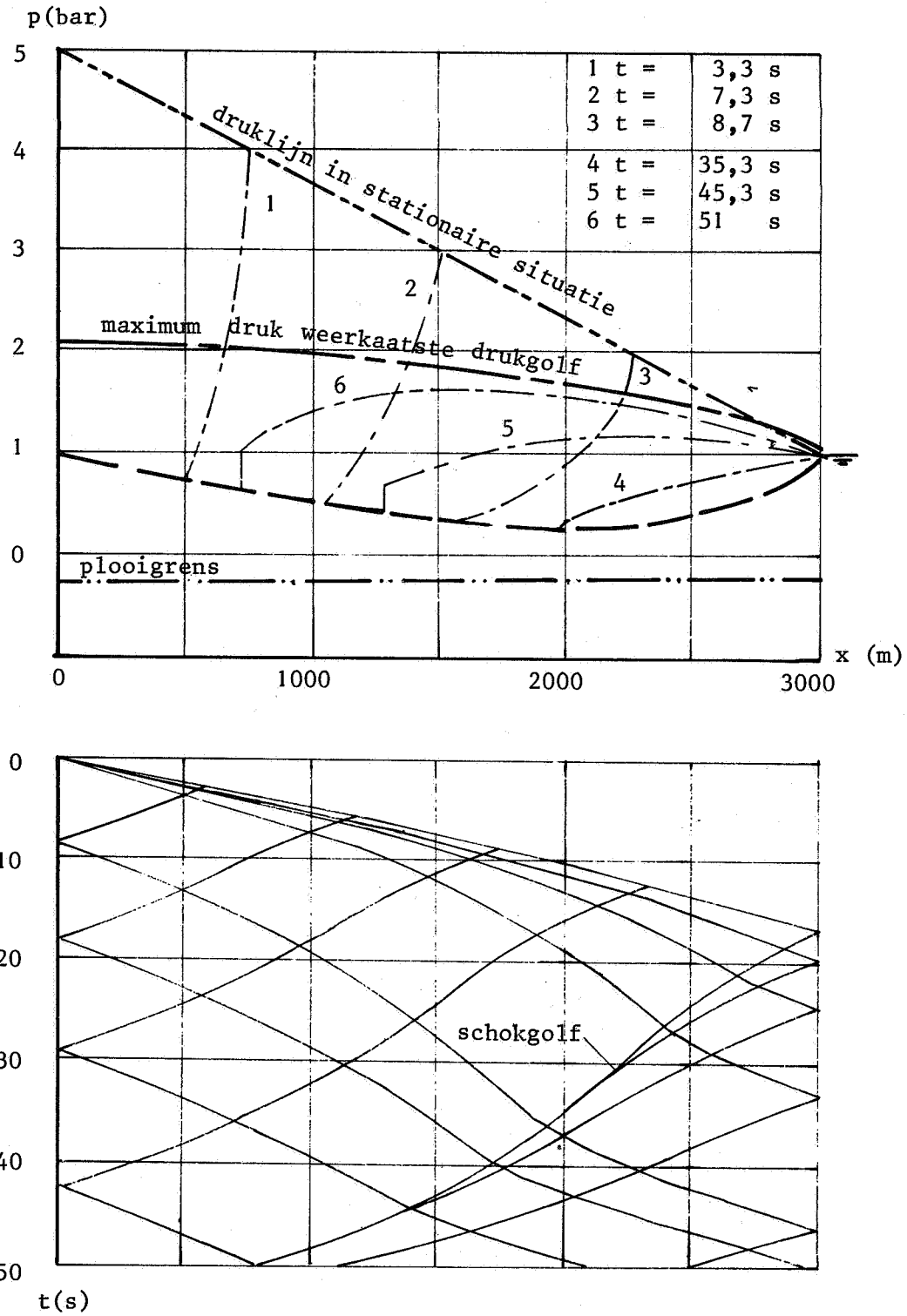
Figuur 6. Drukdaling voor meetpunten 1 t/m 4 voor experiment in p.v.c.-leiding met snelheid in stationaire situatie 1 m/s en tijd drukkaling 0,23 s



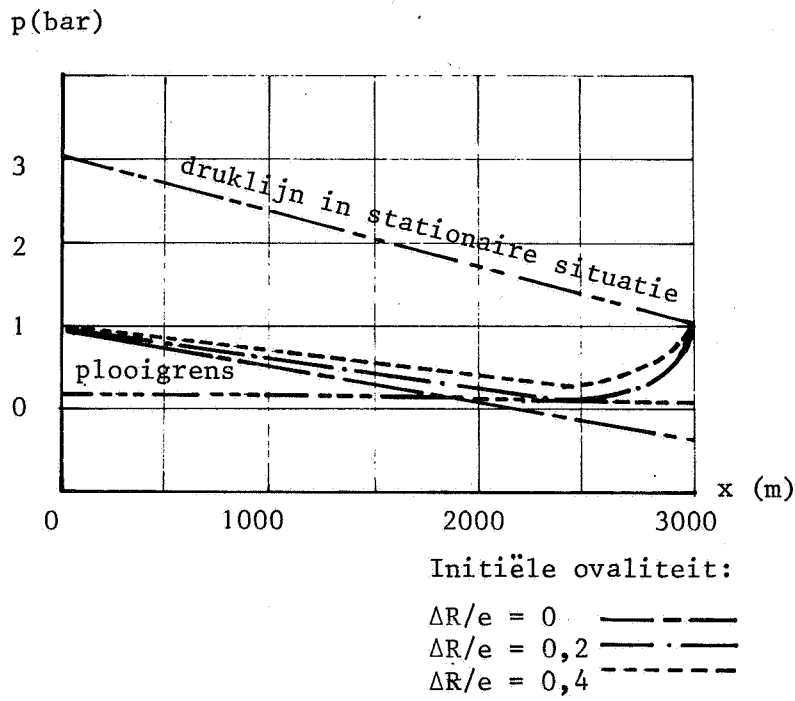
Figuur 7. Drukvaling voor meetpunten 1 t/m 4 voor experiment in p.v.c.-leiding met snelheid in stationaire situatie 1 m/s en tijd drukdaling 0,45 s



Figuur 8. Drukdaling voor de meetpunten 1 t/m 4 voor experimenten en berekeningen aan p.v.c.-leiding met snelheid in stationaire situatie 2 m/s



Figuur 9. Druklijnen en karakteristieken na pomputval voor een ovale HDPE-buis



Figuur 10. Minimum druklijnen in een p.v.c.-
pijpleiding voor verschillende
ovaalheden

