

IOP-M dieptrekken : modellering conische dieptrekprodukten

Citation for published version (APA):

Zande, van der, J. W. I. (1992). *IOP-M dieptrekken : modellering conische dieptrekprodukten*. (TH Eindhoven. Afd. Werktuigbouwkunde, Vakgroep Produktietechnologie : WPB; Vol. WPA1445). Technische Universiteit Eindhoven.

Document status and date:

Gepubliceerd: 01/01/1992

Document Version:

Uitgevers PDF, ook bekend als Version of Record

Please check the document version of this publication:

- A submitted manuscript is the version of the article upon submission and before peer-review. There can be important differences between the submitted version and the official published version of record. People interested in the research are advised to contact the author for the final version of the publication, or visit the DOI to the publisher's website.
- The final author version and the galley proof are versions of the publication after peer review.
- The final published version features the final layout of the paper including the volume, issue and page numbers.

[Link to publication](#)

General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal.

If the publication is distributed under the terms of Article 25fa of the Dutch Copyright Act, indicated by the "Taverne" license above, please follow below link for the End User Agreement:

www.tue.nl/taverne

Take down policy

If you believe that this document breaches copyright please contact us at:

openaccess@tue.nl

providing details and we will investigate your claim.

Technische Universiteit Eindhoven

Faculteit Werktuigbouwkunde

Vakgroep Produktietechnologie & Automatisering

Laboratorium voor Omvormtechnologie

**IOP-M Dieptrekken.
Modellering conische
dieptrekprodukten.**

ir. J.W.I. van der Zande

**TUE Onderzoeksrapport
december 1992
IOPM-D-146**

WPA: 1445

INHOUD.

1. INLEIDING.	3
2. MAAKBAARHEIDSBEPALING VAN CONISCHE DIEPTREKPRODUK- TEN.	4
2.1. Gehanteerde modellen.	5
2.2. Het toevloeiende materiaal vanuit de flens.	7
2.3. Rekenmodel voor het gehele produkt.	7
2.4. Experimenten.	8
3. CONCLUSIES.	9
LITERATUUR.	11
BIJLAGE 1. MODELLERING CONISCHE DIEPTREKPRODUKTEN.	12
BIJLAGE 2. CONTROLE VAN DE MODELLEN.	28
BIJLAGE 3. AANZET TOT EEN PLOOICRITERIUM BIJ CONISCH DIEPTREKKEN ZONDER PLOOIHOUDER.	31
BIJLAGE 4. EXPERIMENTEN.	33
BIJLAGE 5. VERGELIJKING KRACHT-WEG KROMMEN.	49

1. INLEIDING.

In de plaatvormende industrie bestaat grote vraag naar meer informatie met betrekking tot de maakbaarheid van dieptrekprodukten. Om aan deze vraag tegemoet te komen is een IOP-M dieptrekproject opgestart. Dit project had als doel om de beschikbare informatie toegankelijker te maken en nieuwe informatie te genereren. Bij dit project bestond een samenwerkingsverband tussen het Laboratorium voor Omvormtechnologie van de Technische Universiteit Eindhoven (TUE) en TNO-IPL Apeldoorn. De industrie was door een aantal bedrijven vertegenwoordigd en heeft een wezenlijke bijdrage geleverd om de resultaten in een hanteerbare vorm te presenteren.

De afronding van het project bestaat uit zes onderdelen te weten:

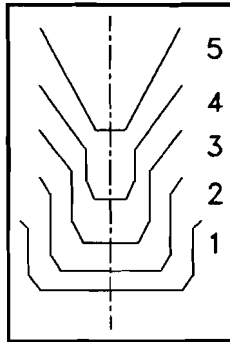
1	De algemene inleiding.	[IOP 110]
2	De systematische maakbaarheidsanalyse.	[IOP 120]
3	Het handboek voor de maakbaarheid van ronde dieptrekprodukten.	[IOP 130]
4	Meer gedetailleerde informatie met betrekking tot het dieptrekproces.	[IOP 140]
5	De Meetrapporten.	[IOP 200]
6	De Symbolenlijst.	[IOP 101]

Dit rapport valt onder deel vier en schenkt bijzondere aandacht aan conische produkten. Er is een modellering opgesteld voor conische dieptrekprodukten. Uit deze modellering is een maakbaarheids criterium met betrekking tot scheuren in de bodem ontwikkeld. Daarnaast is nog gekeken naar plooivorming in de wand, een typisch verschijnsel bij conisch dieptrekken. Één en ander is door middel van experimenten getoetst.

Er is hier enkel gekeken naar produkten die in één trek worden vervaardigd.

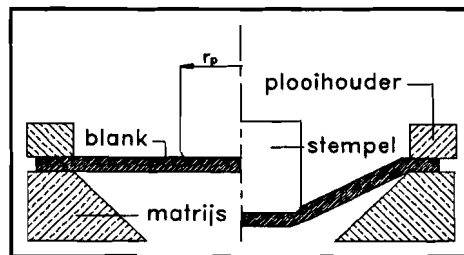
2. MAAKBAARHEIDSBEPALING VAN CONISCHE DIEPTREK- PRODUKTEN.

Een conisch dieptrekprodukt kan op verschillende manieren worden vervaardigd. Er wordt in veel gevallen gebruik gemaakt van een trekschema waarbij niet-conische tussenfasen worden gehanteerd (zie figuur 1).



Figuur 1: Voorbeeld trekschema.

Het is ook mogelijk dat het produkt direct in de eindvorm wordt getrokken. Deze mogelijkheid wordt hier beschouwd.



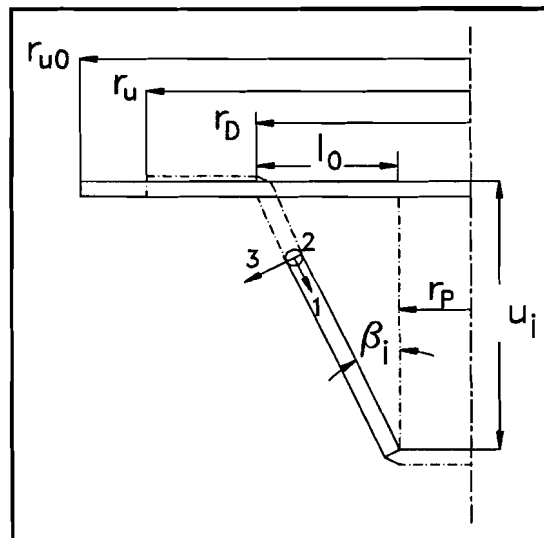
Figuur 2: Directe vormgeving.

Er wordt in dit verslag alleen gekeken naar de maakbaarheid met betrekking tot breuk. Hierbij wordt aangenomen dat het produkt in één trek wordt gefabriceerd, dat wil zeggen direct in de eindvorm wordt getrokken, en dat de wand van het produkt recht blijft.

Om tot een mogelijke toetsing op maakbaarheid te komen zijn twee modellen opgesteld die de kracht, die benodigd is om de deformaties op te leggen, bepalen door middel van een arbeidsberekening. In deze modellen wordt gebruik gemaakt van een eindige differentie methode, die wordt opgelost door de wand op te delen in een eindig aantal elementen en de stempelverplaatsing met kleine stappen te vergroten. De formule die in deze berekening centraal staat is de volgende [1]:

$$dW_s = \int_{\bar{\epsilon}}^{\bar{\epsilon} + d\bar{\epsilon}} C(\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^n \delta\bar{\epsilon} \quad ; \quad dW_s = \frac{C}{n+1} [(d\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon} + \epsilon_0)^{n+1} - (\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^{n+1}] \quad (1)$$

De gehanteerde afspraken staan in figuur 3 weergegeven.



Figuur 3: Tekenaafspraken.

Één van de kenmerken van dieptrekken is dat materiaal vanuit de flens in de wand stroomt. Bij de meeste dieptrekprodukten ondergaat het materiaal, na de buiging van de flens over de matrijsradius geen deformaties meer. Bij een conisch dieptrekprodukt wordt ook de wand nog gedeformeerd. Het materiaal dat zich in de aanvangsfase tussen matrijs en stempel bevindt heeft geen voordeformaties vanuit de flens ondergaan. Het materiaal dat vanuit de flens naar binnen stroomt heeft dat wel. Dit bemoeilijkt de modelvorming, waardoor is gekozen voor een gediscrètiseerde arbeids-methode. Hierbij kan per element een voorgeschiedenis worden vastgelegd. Deze methode wordt in dit verslag met GAM aangeduid.

2.1. GEHANTEERDE MODELLEN.

De eerste berekeningen zullen zich beperken tot het materiaal dat zich in de aanvangsfase tussen matrijsradius en stempel bevindt (zie figuur 2), we noemen dit het uitgangsmateriaal.

Model 1: $\epsilon_2 = -\epsilon_3$.

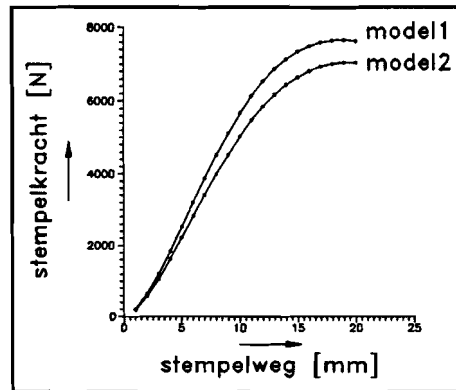
Dit houdt in dat de wand niet in lengte toeneemt, maar zich star verplaatst.

Model 2: $\epsilon_1 = -\epsilon_2$.

In dit model wordt de wanddikte constant verondersteld.

De uitwerking van de voorgaande modellen staat in bijlage 1 weergegeven.

De resultaten van de twee modellen staan in figuur 4 weergegeven:

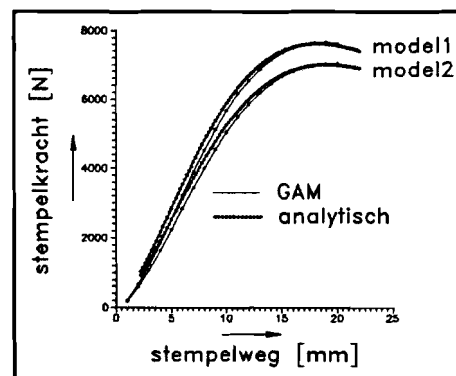


Figuur 4: Vergelijking modellen.

Naast de gediscretiseerde arbeidsmethode wordt ook een analytische methode gehanteerd om de juistheid van de berekeningen te verifiëren. In deze methodiek staat de volgende formule centraal:

$$F = \frac{\partial W}{\partial u} = C \int_{r_p}^{r_p+l_0} (\bar{\epsilon} + \epsilon_0)^n \frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial u} 2\pi r s_0 dr \quad (2)$$

De verschillen tussen beide methoden worden in de onderstaande figuur aangegeven.



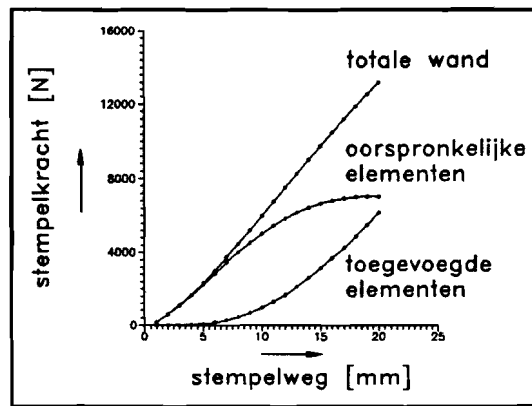
Figuur 5: Vergelijking berekeningsmethoden.

Uit figuur 5 volgt dat model twee de laagste proceskracht berekent. De afwijking met de analytische berekening is te verwaarlozen, zodat de eindige elementen berekening betrouwbaar is.

In de literatuur [3,4] is gebleken dat $\epsilon_3=0$ redelijk voldoet, zodat hier is gekozen voor model twee.

2.2. HET TOEVLOEIENDE MATERIAAL VANUIT DE FLENS.

Voor model twee wordt nu een formulering opgesteld die de kracht berekent die benodigd is om het toegevoelde materiaal in de wand te deformeren. Voor deze berekening is een GAM gehanteerd. De uitwerking van deze formulering staat in bijlage 1 weergegeven. De resultaten van deze berekeningen zijn in figuur 6 weergegeven:



Figuur 6: Aandeel deelkrachten van de wand.

Het toegevoelde materiaal gaat een steeds dominantere rol spelen naar mate de stempelweg groter wordt. Dit is te verklaren door de grote voordeformatie die dit materiaal ondergaat in de flens. De combinatie van meer volume dat naar binnenstroomt en de grote voordeformatie hiervan, heft de kleiner wordende rekken ten gevolge van de kleiner wordende hoek op.

2.3. REKENMODEL VOOR HET GEHELE PRODUKT.

Nu wordt de berekening uit paragraaf 6.2. gekoppeld aan de andere deelkrachten:

- F_{flens} : Flensdeformatie.
- $F_{wrf lens}$: Wrijving tussen flens en gereedschap.
- $F_{wrradius}$: Wrijving tussen blankmateriaal en matrijsradius.
- F_{buig} : Dubbele buiging over matrijsradius.

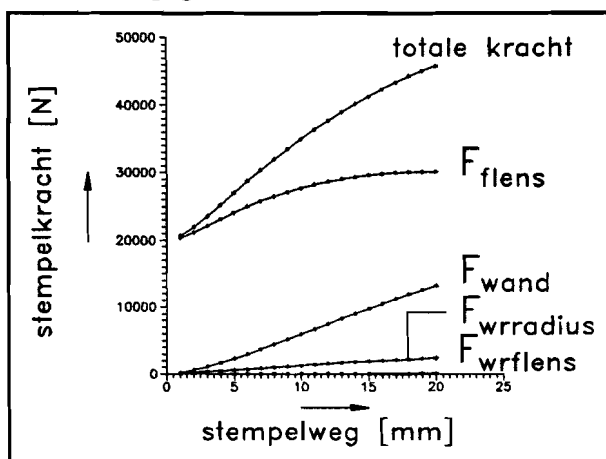
Als dit wordt gedaan dan wordt de totaal benodigde kracht gevonden. In de nu volgende formulering wordt de buigkracht verwaarloosd en wordt de wrijving tussen blankmateriaal en buigradius aangepast. Dit levert de volgende formuleringen op voor de deelkrachten (zie bijlage 1):

$$F_{flens} = 1,04 \sqrt{\frac{\beta_0}{\beta}} \left[\left(\left(\ln \frac{\beta_0}{\beta} \right) + \epsilon_0 \right)^{n-1} \left(1 - \frac{1}{\beta} \right) + \ln \beta \right] 2\pi r_D s_0 C \quad (3)$$

$$F_{wrflens} = 2 \frac{\mu_1 P_{pl}}{C} \frac{I_D}{S_0} (\beta - 1) 2\pi r_D S_0 C \quad (4)$$

$$F_{wrradius} = 2\mu_1 \left(\frac{\pi}{2} - \beta_j \right) (F_{flens} + F_{wrflens}) \quad (5)$$

De resultaten van de berekeningen met dezelfde afmetingen als in de voorgaande paragrafen staan in figuur 7 weergegeven.



Figuur 7: Aandeel deelkrachten totale produkt.

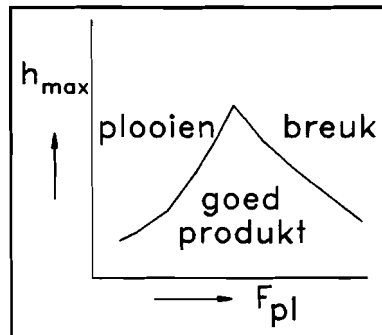
Door nu de spanning in de wand net boven de bodem te berekenen en deze gelijk te stellen aan de kritische spanning kan beoordeeld worden of er risico voor scheuren bestaat (zie bijlage 1).

2.4. EXPERIMENTEN.

Om de gegevens uit het voorgaande te verifiëren zijn een aantal experimenten gedaan. Deze hadden ook tot doel om een tweede belangrijke faalvorm te beschouwen, namelijk ploovorming in de wand. Deze wordt veroorzaakt doordat de wand tijdens het dieptrekken vrij in de ruimte hangt en verder vervormt. Dit zorgt ervoor dat de tangentiële spanningen groter zijn dan bij het trekken van een rechte pot. Deze tangentiële spanningen verzorgen een drukspanning in de wand, waardoor een knikneiging ontstaat.

De bodemscheur en ploovorming in wand kunnen worden beïnvloed door de plooihouderdruk. Wegens het ontbreken van een toepasbaar plooi criterium wordt dit experimenteel onderzocht. Wordt de plooihouderdruk verhoogd dan zal de wand meer door een strekkende bewerking worden gevormd. Dit zorgt ervoor dat de tangentiële spanningen een kleinere rol spelen (zie cirkels van Mohr [5]). Het nadeel van een hogere plooihouderdruk is dat de kans op een bodemscheur verhoogd wordt.

Uit het voorgaande volgt dat de maximaal haalbare hoogte van een conisch produkt afhankelijk is van de ingestelde plooihouderkracht. Over het algemeen zal een dergelijke grafiekvorm ontstaan (zie figuur 8):



Figuur 8: Optimale plooihouderkracht.

Het rekenmodel in combinatie met het breukcriterium zal de breuklijn simuleren. Het is niet mogelijk gebleken in het bestek van deze studie uit het experiment een plooi criterium af te leiden. Als de plooihouderkracht op nul wordt gesteld kan door middel van een kental een indicatie verkregen worden (zie bijlage 3).

Het is aan te bevelen om een uitgebreider onderzoek te doen naar het knikgedrag in de wand, gerelateerd aan de plooihouderdruk.

3. CONCLUSIES.

Het model dat de wanddikte constant veronderstelt levert de laagste proceskrachten. Mede gelet op de kleine afwijkingen met de experimenten is dit een juiste benadering.

De hier gehanteerde GAM is net zo accuraat als een analytische methode. Hierdoor mag worden aangenomen, dat de berekening van de kracht die benodigd is om het naar binnen gevloede materiaal te deformeren, net zo nauwkeurig is.

Het naar binnen vloeiende materiaal speelt naar mate de stempelweg groter wordt, een dominantere rol dan het materiaal dat zich in de uitgangspositie tussen stempel en trekking bevindt.

De bestaande formuleringen voor de andere deelkrachten zijn te combineren met de GAM. Hiervoor moeten wel een aantal parameters aangepast worden.

De deformatie van de wand levert een behoorlijk aandeel in de totale proceskracht (circa dertig procent).

Bij de produktie van een conisch produkt is de plooihouderkracht optimaal instelbaar. Er treden twee faalvormen op die samen de maximaal haalbare hoogte van een produkt bepalen; breuk in de bodem en plooiën in de wand.

Uit de experimenten is gebleken dat het model binnen beperkte grenzen voldoet. Voor deze grenzen zijn twee kentallen ingevoerd:

$$\beta_0 = \frac{2r_{u0}}{r_D + r_P} \quad ; \quad B_f = \frac{r_D}{r_P}$$

Voor β_0 geldt dat deze kleiner moet zijn dan 2.5, waarschijnlijk geldt hier hetzelfde als bij het dieptrekken van een ronde pot dat betekent dat β_0 kleiner/gelijk moet zijn dan 2.1. Dit kental heeft betrekking op het kracht-weg verloop. Op het moment dat de flens in verhouding te groot wordt ten opzichte van de stempel en matrix afmetingen, zal het materiaal niet vanuit de flens toestromen, maar zal strekken van de wand optreden. In dit geval is de aanname dat de wanddikte niet varieert gedurende het proces niet meer geldig. Gezien de beperkte gereedschappen en de beperkte tijd moet hier nog verder onderzoek naar worden gedaan.

Voor B_f geldt dat dit kental kleiner moet zijn dan twee. Deze factor heeft betrekking op het breukcriterium. Bij een kleine eindhoek β_f van het produkt, zal de overgang van de wand en bodem een zeer kleine hoek maken met de stempel, ten gevolge van het buigproces. In dit geval is het toegestaan hetzelfde breukcriterium te hanteren als dat van het dieptrekken van produkten met een rechte wand.

Indien voor β_0 en B_f is voldaan aan de gestelde grenzen is het model bruikbaar.

In dit onderzoek is een eerste aanzet gedaan voor een plooi criterium bij het plooihouderloos conisch dieptrekken. Dit heeft geleid tot het volgende kental:

$$P_w = \left(\frac{r_D - r_P}{r_{u0}} \right) \left(\frac{2r_{u0}}{S_0} \right)^2$$

In het tijdsbestek van deze eindstudie en met de beschikbare gereedschappen was er niet de mogelijkheid om hier een uitgebreid onderzoek naar te doen. Het is zeker aan te bevelen om hier nog een uitgebreider onderzoek naar te doen.

LITERATUUR.

- [1] S.M. Hoogenboom Technische plasticiteitsleer.
TUE Collegedictaat 4T020 (dec. '87).
- [2] M. Karina Understanding blankholder effect
V. Donatelli on formability of sheet metal stampings. SAE Technical Paper Series, 890347, pag. 47-56, ('89).
- [3] H.A.A. Smits Eindige elementen simulaties van het dieptrekken van
conische produkten.
TUE WPA 1311, IOPM-D 037 (mei '92).
- [4] J. Havranek The effect of mechanical properties of sheet steels on
wrinkling behaviour during deepdrawing of conical
shells.
Journal of mechanical working technology, 1, ('77).
- [5] J.A.H. Ramaekers Platisch Bewerken van Metalen.
L.J.A. Houtackers 4e druk, ISBN 90-6808-007-5
P.B.G. Peeters Mierlo (sept. '90).
- [6] J. v. Lieshout Eenvoudige modellering voor een axisymmetrisch
dieptrekprodukt.
TUE, WPA 0911, IOPM-D ,(feb. '92).
- [7] R.J.J.M. Sniekers Modellen en analyse: De flens.
S.M. Hoogenboom TUE, WPA 1062, IOPM-D 007.
- [8] A.F.N. Bastiaansen Systematische maakbaarheidsanalyse,
E. Iedema een eerste aanzet.
HS den Bosch, WPA 1329, (juni '92).

BIJLAGE 1. MODELLERING CONISCHE DIEPTREKPRODUKTEN.

1. INLEIDING.

1a. GEVOLGDE STRATEGIE.

Om de schuine wand te kunnen modelleren zijn een aantal methoden te volgen. Er is hier gekozen voor de arbeidsmethode.

Een materiaal zal altijd streven naar de weg van de minste weerstand. Hieruit kan geconcludeerd worden dat verschillende modellen met elkaar te vergelijken zijn. Het model dat de laagste benodigde dieptrekkracht levert, zal de werkelijkheid het dichtst benaderen.

1b. PROBLEEMSTELLING.

Om een conische wand te gaan beschrijven zullen eerst een aantal gegevens vastgelegd moeten worden. Er wordt alleen naar de wand zelf gekeken, waarbij er vanuit wordt gegaan dat de bodem niet deformeert. Vandaar dat een ringvormige blank bekeken wordt. De binnendiameter van de blank heeft afmetingen $2r_p$ en wordt vast aan het stempel verondersteld. Hieruit volgt dat bij het buigen om de stempelradius wordt uitgegaan van gelijkblijvende wanddikte s_0 . Daarnaast stroomt in het eerste gedeelte van de modellering (nog) geen materiaal vanuit de flens naar binnen, zodat er een discontinuïteit ten opzichte van de flens ontstaat. Daar wordt verderop nog op teruggekomen.

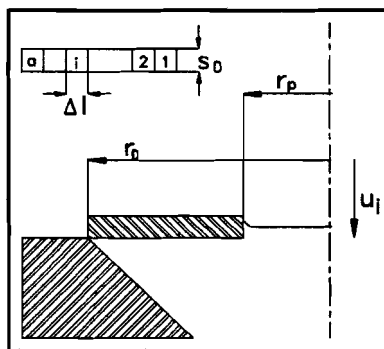
2. ARBEIDSMETHODE.

Voor de specifieke deformatiearbeid geldt [1]:

$$W_s = \frac{C}{(n+1)} [(\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon}_0)^{n+1} - (\bar{\epsilon}_0)^{n+1}] \quad (1)$$

We delen de wand op in een aantal eindige elementen a . Dit levert de referentielengte Δl van de elementen:

$$\Delta l = \frac{r_p - r_D}{a} \quad (2)$$



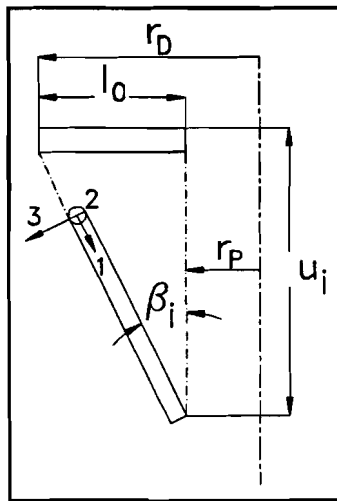
Figuur 1: Relevante grootheden.

Door het aanmaken van elementen wordt discretisatie van formule 1 noodzakelijk. Om deze discretisatie overzichtelijk te houden volgen hier de definities van de gebruikte indices:

i: Heeft betrekking op het element zelf.

j: Heeft betrekking op de waarde van de betreffende parameter na tijdstap j.

Bij deze modellering wordt de stempelverplaatsing u_j opgelegd, waaruit de hoekverdraaiing β_j volgt. Het verloop van de rekken zal per model verschillend aangenomen worden.



Figuur 2: Tekenaafspraken.

De relaties van de in figuur 2 weergegeven parameters zijn als volgt:

$$u_j = j \Delta u \quad ; \quad \tan(\beta_j) = \frac{l_0}{u_j} \quad ; \quad \beta_j = \arctan \left[\frac{l_0}{u_j} \right] \quad (3)$$

Ten aanzien van de verandering van de effectieve rek per element $\Delta_i \bar{\epsilon}_j$ zullen enige afspraken gemaakt moeten worden. In de gehanteerde modellen wordt de effectieve rek steeds per stap en per element opgehoogd. Er wordt dus per tijdstap een effectieve rek uitgerekend die daarna bij de vorige tijdstap opgeteld wordt.

Na bovenstaande volgt dat voor de arbeid per volume-element per tijdstap geldt:

$$\Delta_i W_j = \left[\frac{C}{n+1} [(\Delta_i \bar{\epsilon}_j + \bar{\epsilon}_0)^{n+1} - \bar{\epsilon}_0^{n+1}] \right] V_i \quad (4)$$

In formule 4 betekent V_i het volume van een element. Hierbij moet gerealiseerd worden dat een element een ring is. Hier is r_i de straal die in midden van de ring aangeeft.

$$V_i = \left[\pi \left(r_i + \frac{\Delta l}{2} \right)^2 - \pi \left(r_i - \frac{\Delta l}{2} \right)^2 \right] s_0 \quad (5)$$

Uit formule 5 volgt:

$$V_i = 2\pi r_i \Delta l s_0 \quad (6)$$

Sommatie van formule 4 over alle elementen levert de arbeid per tijdstap:

$$dW_j = \sum_{i=1}^a \left(\frac{C}{n+1} [(\Delta_i \bar{e}_j + \bar{e}_{j-1} + \bar{e}_0)^{n+1} - (\bar{e}_{j-1} + \bar{e}_0)^{n+1}] \right) V_i \quad (7)$$

Dit is afgeleid van de formule voor de arbeid gebruik makend van het interval \bar{e} - tot $\bar{e} + d\bar{e}$:

$$dW_s = \int_{\bar{e}}^{\bar{e} + d\bar{e}} \bar{\sigma} \delta \bar{e} \quad ; \quad dW_s = \int_{\bar{e}}^{\bar{e} + d\bar{e}} C(\bar{e} + e_0)^n \delta \bar{e} \quad (8)$$

Dit levert voor de specifieke arbeid met stapgrootte $d\bar{e}$:

$$dW_s = \frac{C}{n+1} [(d\bar{e} + \bar{e} + e_0)^{n+1} - (\bar{e} + e_0)^{n+1}] \quad (9)$$

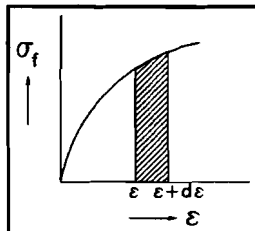
Om de kracht te bepalen die nodig is om een dergelijke verplaatsing te realiseren moet de dW_j uit formule 7 gedeeld worden door du :

$$F = \frac{dW_j}{du} \quad (10)$$

Een tweede methode die gehanteerd kan worden is de analytische bepaling van de benodigde dieptrekkracht. Deze levert voor de benodigde kracht de volgende vergelijking:

$$F = \frac{\partial W}{\partial u} = C \int_{r_p}^{r_p + l_0} (\bar{e} + e_0)^n \frac{\partial \bar{e}}{\partial u} 2\pi r s_0 dr \quad (11)$$

De vergelijking voor de effectieve rek zal per model verschillend zijn. Het is niet te verwachten dat daar hanteerbare formules uit zullen komen, zodat de oplossing alsnog numeriek dient te gebeuren.



Figuur 3: Specifieke deformatie-arbeid.

4. TOEGEPASTE MODELLEN VOOR DE BEREKENING VAN DE WAND.

4a. MODEL 1 $\epsilon_1=0$.

Voor het eerste model wordt aangenomen dat de wand niet in lengte toeneemt ($\epsilon_1=0$). Hierdoor geldt voor de effectieve rek:

$$e_2 = -e_3 \quad ; \quad \bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} |e_2| \quad (12)$$

Gebruik makend van de discretisatie geeft dan:

$$\bar{\epsilon}_j = \frac{2}{\sqrt{3}} |e_{2j}| \quad (13)$$

Nu moet een relatie opgesteld worden voor e_{2j} , zodat de effectieve rek bepaald wordt. Gebruik makend van de figuren 1 en 2 volgen de volgende relaties:

$$\begin{aligned} r_{ij} &= r_p + \left(i - \frac{1}{2}\right) \Delta l \sin \beta_j \\ e_{2j} &= \ln \left(\frac{r_{ij}}{r_{i0}} \right) \end{aligned} \quad (14)$$

Daaruit is de formule voor de effectieve rek per element per tijdstap samen te stellen:

$$e_{2j} = \ln \left(\frac{r_p + \left(i - \frac{1}{2}\right) \Delta l \sin \beta_j}{r_p + \left(i - \frac{1}{2}\right) \Delta l} \right) \quad (15)$$

Substitutie van de formules 2, 6, 8, 13, 15 in formule 7 levert het eindresultaat dat in het programma verwerkt wordt.

Bij de analytische methode wordt een effectieve rekvergelijking gevonden:

$$\bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{r}{r_p + (r - r_p) \sin \left[\arctan \frac{l_0}{u} \right]} \right) \quad (16)$$

Voor de verandering van de effectieve rek wordt door middel van het programma Derive de volgende relatie gevonden:

$$\frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial u} = \frac{\frac{2}{\sqrt{3}} (r - r_p) l_0 |u|}{\left((r - r_p) l_0 \operatorname{sign}(u) - r_p \sqrt{l_0^2 + u^2} \right) (l_0^2 + u^2)} \quad (16a)$$

De formules 16 en 16a moeten worden gesubstitueerd in formule 11.

4b. MODEL 2 $\epsilon_3=0$.

Bij model 2 wordt uitgegaan van gelijk blijvende wanddikte ($\epsilon_3=0$). Dit houdt in dat $\epsilon_1=-\epsilon_2$, waardoor één van deze twee berekend moet worden. Er is hier gekozen voor de bepaling van de ϵ_2 via de straalverandering. Om de straal van een element te kennen moet de lengte van de totale wand bekend zijn. Deze momentane lengte wordt l genoemd. Hierbij wordt gebruik gemaakt van volumeïnvariantie:

$$\text{Volume van de blank: } V_B = \pi (r_D^2 - r_P^2) s_0 \quad (17)$$

$$\text{Volume van de conus: } V_c = \pi l (r + r_P) s_0 \quad (18)$$

Voor r geldt: $r = r_P + l \sin \beta_j$.

Substitutie in de formule voor V_c levert:

$$V_c = \pi l (2r_P + l \sin \beta_j) s_0 \quad (19)$$

Volgens volumeïnvariantie moet gelden:

$$V_c = V_B$$

Na uitwerken met behulp van de ABC-formule volgt:

$$l_{1,2} = \frac{-r_P \pm \sqrt{r_P^2 + (r_D^2 - r_P^2) \sin^2 \beta_j}}{\sin \beta_j} \quad (20)$$

Met als randvoorwaarde dat bij een $\beta_j = \pi/2$ geldt dat;

$$l = r_D - r_P$$

Hieruit volgt dat het plusteken geldig is:

$$l = \frac{-r_P + \sqrt{r_P^2 + (r_D^2 - r_P^2) \sin^2 \beta_j}}{\sin \beta_j} \quad (21)$$

Willen we l variëren dan moeten we r_D gelijkstellen aan de initiële straal r_{ia} van element i :

$$r_{ia} = r_P + i \Delta l \quad (22)$$

Substitutie in formule 21 levert:

$$l = \frac{-r_P + \sqrt{r_P^2 + (r_{ia}^2 - r_P^2) \sin^2 \beta_j}}{\sin \beta_j} \quad (23)$$

BEPALING VAN ϵ_{2j} .

De lengte van de wand is uit het voorgaande deel bekend geworden, de straal van een willekeurig element is nu te bepalen. Met deze gegevens is net als in model 1 de ϵ_2 te bepalen.

Hierbij moet wel worden opgelet dat in plaats van r_{i0} , r_{ij} ingevuld moet worden. Er wordt hier namelijk met het middelpunt van een element gerekend.

$$r_{i0} = r_p + (i - \frac{1}{2}) \Delta l \quad (24)$$

Nu volgt voor de rek per element per tijdstap in de twee-richting.

$$\epsilon_{2j} = \ln \left(\frac{r_p + l \sin \beta_j}{r_{i0}} \right) \quad (25)$$

Substitutie van deze formule in formule 9 en gelijk blijven van de andere gegevens levert de vergelijking voor de benodigde arbeid. Delen door de stapgrootte van de stempel geeft de benodigde kracht.

De effectieve rek van de analytische methode volgt uit de volgende relaties:

$$r = r_p + l \sin \beta ; \beta = \arctan \left(\frac{l_0}{u} \right) \quad (26)$$

Voor l geldt nu:

$$l = \frac{-r_p + \sqrt{r_p^2 + (r^2 - r_p^2) \sin^2 \beta}}{\sin \beta} \quad (27)$$

Uit de relatie $\bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_2$ volgt:

$$\bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{r}{\sqrt{r_p^2 + (r^2 - r_p^2) \sin^2 \beta}} \right) \quad (28)$$

Voor de verandering van effectieve rek geldt:

$$\frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial u} = \frac{(r_p^2 - r^2) l_0 |u|}{\sqrt{3} \left((r_p^2 - r^2) \text{SIGN}(u) - r_p^2 \sqrt{l_0^2 + u^2} \right) (l_0^2 + u^2)} \quad (28a)$$

De formules 28 en 28a worden gesubstitueerd in formule 11.

5. RESULTATEN.

Er zijn berekeningen uitgevoerd : $r_D = 70$ mm, $r_P = 50$ mm,
 $s_0 = 1$ mm.

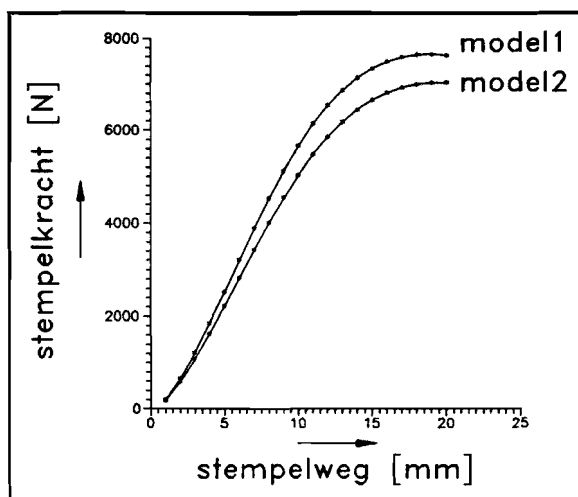
De aangenomen waarden voor $C = 500$ N/mm, $n = 0.22$ $\epsilon_0 = 0.001$.

De stapgrootte is 1 mm, met 20 uitgevoerde stappen.

Het aantal gebruikte elementen is 500.

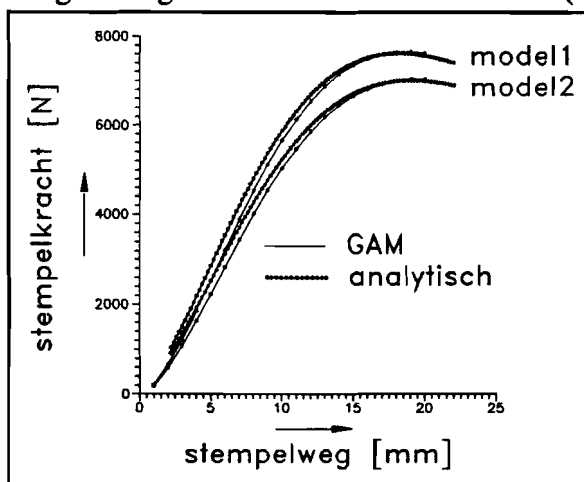
Deze waarden zijn voor alle elementen ingevoerd en de kracht benodigd om de wand te deformeren is tegen de stempelweg uitgezet (zie figuur 3).

De rekken zijn tijdens het lopen van het programma gecontroleerd en nemen geen extreme waarden aan.



Figuur 3: Vergelijking modellen.

De analytische modellen zijn ook doorgerekend met dezelfde waarden voor de parameters. Deze waarden zijn uitgezet tegen de waarden van de GAM (figuur 4).



Figuur 4: Vergelijking berekeningsmethoden.

Model twee levert de laagste waarden en wordt dus gekozen.

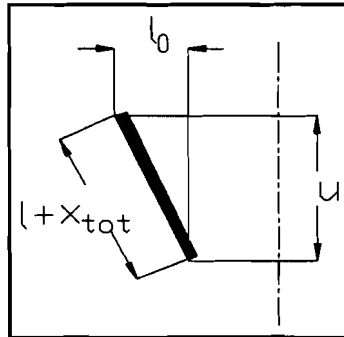
6. MODEL 4: HET TOEVOEGEN VAN ELEMENTEN.

Bij de voorgaande modellen wordt geen rekening gehouden met de discontinuïteit die optreedt tussen de matrisbocht en de wand. Er zal in de komende paragrafen gekeken worden naar de mogelijkheid om die nu toe te voegen.

Uit literatuur [3,4] blijkt dat de ϵ_3 kleiner is dan de twee andere rekken, daardoor is hier gekozen om met model 2 verder te rekenen. Model 2 gaat uit van gelijkblijvende wanddikte, de toegevoegde elementen zullen echter wel een wanddikteverandering ondergaan. Er is daarom gekozen voor de aanname dat voor de toegevoegde elementen geldt dat de ϵ_1 gelijk is aan nul. Deze elementen hebben namelijk versterking in de flens ondergaan en hebben een grotere wanddikte gekregen door de stuik in de flens. Dit gekoppeld aan het feit dat ze zich op een grotere radius bevinden (een groter doorsnede-oppervlak hebben), zorgt er voor dat de optredende spanningen in de 1-richting beduidend lager zullen zijn.

6a. Bepaling lengte van de toegevoegde elementen.

Deze lengte volgt uit de volgende figuur:



Figuur 5: Toegevoegde lengte.

Nu geldt:
$$l_{tot} = \sqrt{l_0^2 + u^2} \quad (29)$$

Hieruit volgt:
$$l_{tot} = l + x_{tot} \quad (29a)$$

Hierin is x_{tot} de totale lengte die nodig is om de continuïteit te waarborgen.

$$x_{tot} = \sqrt{l_0^2 + u^2} - l \quad (30)$$

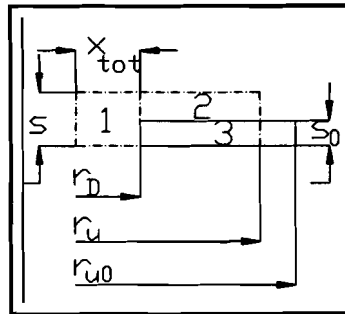
Om nu de lengte van een afzonderlijk element te bepalen moet de totale lengte van tijdstap $j-1$ afgetrokken worden van tijdstap totale lengte bij tijdstap j :

$$x_j = x_{totj} - x_{totj-1} \quad (31)$$

6b. Bepaling van de dikte van het toegevoegde element.

De dikte van de flens wordt bepaald door te veronderstellen dat de flens planparallel blijft.

Om de dikte te bepalen wordt gebruik gemaakt van de onderstaande figuur.



Figuur 6: Dwarsdoorsneden flens.

Hieruit blijkt dat het naar binnen gestroomde materiaal gelijk moet zijn aan het uitgangsmateriaal minus het over gebleven materiaal:

$$\pi (r_u^2 - r_D^2) s = \pi (r_{u0}^2 - r_D^2) s_0 - \pi (r_D^2 - (r_D - x_{tot})^2) s \quad (32)$$

Gebruik makend van de relatie uit [7]:

$$s_0 \sqrt{\frac{r_{u0}}{r_u}} = s \quad (33)$$

Hieruit is een relatie voor de r_u te vinden:

$$r_u = r_{u0} \frac{s_0^2}{s^2} \quad (34)$$

Substitutie van deze formule in bovenstaande levert een vierde orde vergelijking die in het programma met een benadering opgelost wordt:

$$s^4 + s^3 \frac{(r_{u0}^2 - r_m^2)}{(r_m - x_{tot})^2} s_0 - \frac{r_{u0}^2}{(r_m - x_{tot})^2} s_0^4 = 0 \quad (35)$$

6c. Bepaling oorspronkelijke lengte van het element.

De oorspronkelijke lengte van het element moet bekend zijn om de ϵ_1 en daarmee de effectieve rek te berekenen. De oorspronkelijke lengte wordt eveneens met behulp van volumeïnvariantie berekend.

Ook hier geldt dat het naar binnen gestroomde volume gelijk moet zijn aan het uitgangsvolume:

$$(r_m^2 - (r_m - x_{tot})^2) S = ((r_m + y_{tot})^2 - r_m^2) S_0 \quad (36)$$

Uitwerken van deze formule en hanteren van de randvoorwaarde dat y_{tot} positief moet zijn levert:

$$y_{tot} = -r_m + \sqrt{r_m^2 - (x_{tot}^2 - 2r_mx_{tot}) \frac{S}{S_0}} \quad (37)$$

Hiervoor geldt evenals bij de berekening van de waarden voor x_{tot} dat de y-waarde van de vorige tijdstap hiervan afgetrokken moet worden om de oorspronkelijke lengte van het element te vinden.

$$y_j = y_{totj} - y_{totj-1} \quad (38)$$

6d. Bepaling van de effectieve rek van een element.

Uit de voorgaande berekeningen volgen voldoende grootheden om de effectieve rek van een binnenstromend element te bepalen:

$$\epsilon_1 = \ln\left(\frac{x_j}{y_j}\right) \quad ; \quad \epsilon_3 = \ln\left(\frac{S}{S_0}\right) \quad ; \quad \epsilon_2 = -\epsilon_1 - \epsilon_3 \quad .$$

Voor de effectieve rek geldt nu de volgende vergelijking:

$$\bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_1 \epsilon_3 + \epsilon_3^2} \quad (39)$$

6e. Bepaling volume van het element.

Om de arbeid per element te kunnen berekenen moet het volume van een element bekend zijn. Dit volume blijft gedurende de rest van het proces constant. Het volume wordt berekend aan de hand van de uitgangssituatie:

$$V_{a+j} = \pi \left((r_D + y_{totj})^2 - (r_D + y_{totj-1})^2 \right) S_0 \quad (40)$$

Uitgewerkt levert dit:

$$V_{a+j} = \pi \left(2 r_D (y_{totj} - y_{totj-1}) + y_{totj}^2 - y_{totj-1}^2 \right) S_0 \quad (41)$$

7. ARBEIDSBEPALING VAN DE TOEGEVOEGDE ELEMENTEN.

In de voorgaande paragrafen zijn alle relevante grootheden uitgewerkt, zodat nu de benodigde arbeid berekend kan worden. De aannamen worden hieronder vermeld:

- Zodra een element over de matrijsradius gestroomd is ondervindt het in de 1-richting geen rek meer. De $\epsilon_1 = 0$.
- Pas bij de daaropvolgende tijdstap wordt dit element meegenomen in de berekening. Dit is gedaan omdat, bij de bepaling van de effectieve rek, die het element in de flens reeds ondergaat, het naar binnen stromen is verwerkt. Als er voldoende kleine stappen gemaakt worden is dit verschil te verwaarlozen.

Formule 9 is hier ook weer de uitgangformule met als kanttekening dat nu naast de voordeformatie ϵ_0 ook de voordeformatie ϵ_f van de flens mee wordt genomen:

$$dWt_j = \sum_{i=a+1}^{a+j} \left[\frac{C}{n+1} [(\Delta_i \bar{e}_j + \bar{e}_f + \bar{e}_0)^{n+1} - (\bar{e}_f + \bar{e}_0)^{n+1}] \right] V_{a+j} \quad (42)$$

Ook bij deze modellering wordt weer gekeken naar de effectieve rek per tijdstap waardoor er een effectieve rek toegevoegd moet worden die per tijdstap wordt opgehoogd:

$$dWt_j = \sum_{i=a+1}^{a+j} \left[\frac{C}{n+1} [(\Delta_i \bar{e}_j + \bar{e}_{j-1} + \bar{e}_f + \bar{e}_0)^{n+1} - (\bar{e}_{j-1} + \bar{e}_f + \bar{e}_0)^{n+1}] \right] V_{a+j} \quad (43)$$

De effectieve rek wordt hier weer bepaald door slechts één rek te berekenen. Ook hier is weer gekozen voor de omtreksrek ϵ_2 , omdat de straal waar een element zich op begeeft relatief eenvoudig te bepalen is. De straal waar een element zich op bevindt is als volgt gedefinieerd:

$$r_{a+j} = r_p + (l + x_{totj} - 0.5 x_j) \sin \beta_j \quad (44)$$

Voor ϵ_2 geldt nu:

$$\Delta_{a+j} \epsilon_{2j} = \ln \left(\frac{r_{a+j}}{r_{a+j-1}} \right) \quad (45)$$

Bij de toegevoegde elementen geldt dat $\epsilon_1=0$, zodat voor de effectieve rek per tijdstap geldt:

$$\bar{\epsilon}_j = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_{2j} \quad (46)$$

Substitutie van deze formule in de formule voor de arbeid levert het eindresultaat.

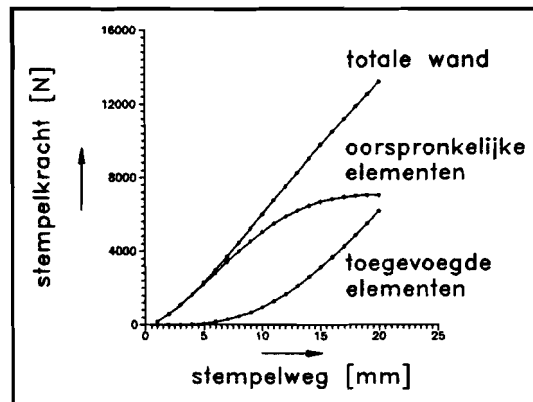
Om hier weer de stempelkracht uit te genereren moet W_t gedeeld worden door de stapgrootte van de stempelweg:

$$F_t = \frac{dW_t}{du}$$

De totale benodigde kracht voor de vervorming van de wand wordt nu $F+F_t$.

8. RESULTATEN.

Met dit aangevulde model zijn nieuwe berekeningen uitgevoerd (zie figuur 5), waarbij de waarden gelijk zijn aan die uit de vorige berekening. De straal van de blank r_{w0} is hier op 100 mm genomen.



Figuur 7: Deelkrachten totale wand.

De benodigde kracht voor de oorspronkelijke wand heeft bij een grotere stempelweg een maximum. Dit is te wijten aan twee factoren die elkaar tegenwerken in de formulering. De sinus van $\pi/2$ tot 0 heeft een aflopend verloop. De versteviging heeft een stijgend verloop, dat na een bepaalde waarde van β_j niet meer van doorslaggevend belang is voor de totale kracht. Dit wordt veroorzaakt doordat ϵ_2 in de modellen de doorslaggevende factor is. Deze is afhankelijk van het verloop van de straal van een element. De verandering van de straal van een element wordt kleiner naar mate de hoek kleiner wordt.

De functie van de toegevoegde elementen heeft een tegengesteld verloop. Dit wordt veroorzaakt door het feit dat de toegevoegde elementen een grotere deformatie in de flens ondergaan naar mate ze een grotere initiële straal hebben. Deze effectieve rek en het feit dat er meer elementen mee gaan doen zorgt ervoor dat de functie stijgend blijft. Hetzelfde verhaal als hierboven geldt echter voor deze elementen. Naarmate de hoek kleiner wordt, wordt de verplaatsing van de elementen kleiner. De grote versteviging die de elementen reeds in de flens hebben ondergaan zorgt er voor dat het krachtsverloop meer dan lineair stijgend is.

In de volgende paragrafen worden de laatste te bepalen deelkrachten aan het model toegevoegd.

9. HET GEHELE PRODUKT.

Om nu de benodigde kracht voor het gehele produkt te berekenen moeten nog drie deelkrachten worden berekend:

- F_{flens} : Benodigde kracht om de flens te deformeren.
 $F_{wrfkens}$: Benodigde kracht om de wrijving tussen flens en gereedschap te overwinnen.
 $F_{wrradius}$: Benodigde kracht om de wrijving tussen materiaal en radius te overwinnen.

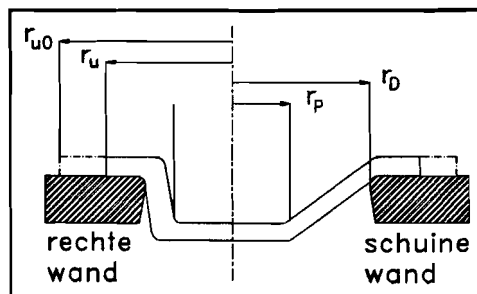
Gebruik makend van de literatuur [6] vinden we voor deze deelkrachten de volgende relaties:

$$F_{flens} = 1,04 \sqrt{\frac{\beta_0}{\beta}} \left[\left(\left(\ln \frac{\beta_0}{\beta} \right) + \epsilon_0 \right)^n - 1 \right] \left(1 - \frac{1}{\beta} \right) + \ln \beta \right] 2\pi r_p s_0 C \quad (47)$$

$$F_{wrfkens} = 2 \frac{\mu_1 P_{pl} r_p}{C s_0} (\beta - 1) 2\pi r_p s_0 C \quad (48)$$

$$F_{wrradius} = \alpha \mu_2 (F_{flens} + F_{wrfkens}) \quad (49)$$

Deze relaties zijn opgesteld voor een rechte wand, zodat een aantal parameters aangepast moet worden (zie figuur 6).



Figuur 8: Vergelijking conisch en recht.

De stempelstraal wordt de straal van de trekkring; $r_p = r_D$.

De contacthoek tussen het blankmateriaal en de trekradius is in het geval van conische dieptrekken variabel. Deze loopt van 0 tot $\pi/2$, afhankelijk van de hoek die de wand met de stempel maakt (β_j); $\alpha = \pi/2 - \beta_j$.

Voor de wrijvingscoëfficiënt μ_2 geldt; $\mu_2 \approx 2 \mu_1$.

Voor de oorspronkelijke dieptrekverhouding geldt nu; $\beta_0 = \frac{r_{u0}}{r_D}$.

Voor de momentane dieptrekverhouding geldt nu; $\beta = \frac{r_u}{r_D}$.

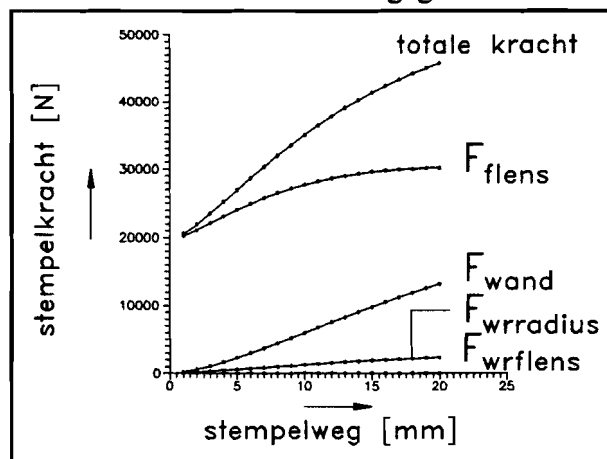
Dit leidt tot de volgende relaties:

$$F_{flens} = 1,04 \sqrt{\frac{\beta_0}{\beta}} \left[\left(\left(\ln \frac{\beta_0}{\beta} \right) + \epsilon_0 \right)^n - 1 \right] \left(1 - \frac{1}{\beta} \right) + \ln \beta \right] 2\pi r_D s_0 C \quad (50)$$

$$F_{wrflens} = 2 \frac{\mu_{pl} r_D}{C s_0} (\beta - 1) 2\pi r_D s_0 C \quad (51)$$

$$F_{wrradius} = 2\mu_1 \left(\frac{\pi}{2} - \beta_j \right) (F_{flens} + F_{wrflens}) \quad (52)$$

In figuur 7 zijn de verschillende deelkrachten weergegeven.



Figuur 9: Opbouw van de totale kracht.

Uit bovenstaande figuur blijkt dat de kracht om de wand te deformer ongeveer dertig procent van de totale kracht is. Dit lijkt een redelijke verhouding aangezien er minder materiaal vanuit de flens naar binnen stroomt in vergelijking met een rechte wand. Het materiaal dat naar binnen is gestroomd heeft vanuit de flens een voordeformatie ondergaan. Door deze voordeformatie wordt de benodigde kracht om het materiaal verder te deformereren groter.

De vergelijking tussen de berekende en de experimentele waarden staat in bijlage 2 weergegeven.

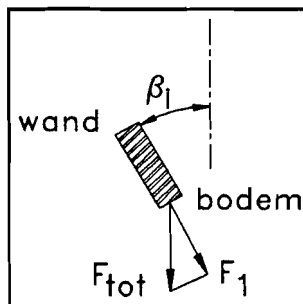
10. BEPALEN VAN EEN BREUKCRITERIUM.

Voor ronde produkten met een rechte wand wordt volgens [6] als kritische spanning de volgende relatie gehanteerd:

$$\sigma_{crit} = C \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \left(\frac{n}{e} \right)^n \exp \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \epsilon_0 \right) \quad (53)$$

Uit [8] volgt dat een verbeterde versie voor deze formulering ontwikkeld is:

$$\sigma_{crit} = c \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \left(\frac{n}{e} \right)^n \exp \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \epsilon_0 \right) + \left(\frac{\sqrt{3}}{4} \right) \mu_2 (\beta_0^2 - \beta^2) \quad (54)$$



Figuur 10: *Splitsing stempelkracht.*

Nu geldt voor de spanning die in de bodem van het produkt optreedt de volgende relatie (zie figuur 10):

$$\sigma_1 = \frac{F_{tot}}{\cos(\beta_j) 2\pi r_p s_0} \quad (55)$$

Uit de experimenten is gebleken dat de wand die grenst aan de bodem van het conisch produkt zo goed als niet scheef gaat staan. Dit wordt veroorzaakt door de buiging van de blank om de stempelneus. Daardoor is hier gekozen voor de relatie:

$$\sigma_1 = \frac{F_{tot}}{2\pi r_p s_0} \quad (56)$$

Als breukcriterium kan nu worden gehanteerd:

$$\sigma_1 \leq \sigma_{crit} \quad (57)$$

Deze vergelijking is in het softwareprogramma opgenomen. De resultaten ten opzichte van de experimenten staan in bijlage 2 weergegeven.

BIJLAGE 2. CONTROLE VAN DE MODELLEN.

Controle kracht-weg verloop.

Als eerste controle zijn de maxima bepaald uit de experimenteel bepaalde kracht-weg krommen. Dit levert de volgende resultaten:

PROEF	Fmax EXP [kN]	Fmax MOD [kN]	AFWIJKING [%]
1	39	37	5
2	20	22	10
3	28.5	37	30
4	47	58	23
5	12.5	48	220
6	11	11	0
7	16	15	6
8	16	19	19

Er zijn in bovenstaande tabel grote verschillen aanwezig. Voeren we nu als dieptrekverhouding in:

$$\beta_0 = \frac{r_{w0}}{\left(\frac{r_D + r_P}{2}\right)} = \frac{2r_{w0}}{r_D + r_P}$$

Dan volgen de waarden:

PROEVEN	β_0	GEM. AFW. [%]
1, 7.	1.70	5.5
2, 6.	1.96	5
3, 8.	2.50	24.5
4.	2.53	24
5.	2.93	220

Hieruit blijkt dat voor een β_0 die kleiner is dan twee de gemiddelde afwijking acceptabel is. Als de β_0 groter is dan twee dan gaan de berekende waarden sterk afwijken van de experimentele waarden. Dit wordt veroorzaakt doordat de deformatie van de flens onevenredig veel energie vraagt ten opzichte van de deformatie van de wand. Hierdoor treedt een strekbewerking op waarbij de flens weinig tot niet mee deformeert.

In bijlage 5 staan de kracht-wegkrommen van de proeven 1, 2, 6 en 7 van de experimentele en de berekende waarden onder elkaar uitgezet.

Controle breukcriterium.

Uit de controle van het kracht-weg verloop is gebleken dat alleen de waarden van de proeven 1, 2, 6 en 7 betrouwbaar zijn. De waarden van de proeven 3 en 8 zijn hier toch meegenomen om te zien of de afwijking versterkt of afneemt. In de hieronderstaande tabel staan de gemeten en de berekende gegevens met betrekking tot breuk weergegeven:

PROEF	F _{pl} [kN]	EXP. h [mm]	MOD. h [mm]	AFWIJKING [%]
1	40 46	33 28	28 28	15 0
2	10 15	22 22	37 36	110 40
3	10 15	15 14	16 16	6 14
86	20 40	26 19	31 27	19 40
7	niet	van	toepassing	
8	0 5 10	18 18 16	17 16 16	5 10 0

Uit deze tabel volgt dat de proeven 2, en 6 een buitensporig hoge afwijking vertonen. Deze proeven zijn degene die het grootste verschil tussen stempel en matrijsdiameter hebben.

Dit geeft aan dat het gebruikte criterium niet geldig is bij produkten waarbij een grote relatieve wand aanwezig is.

Om de grenzen te kunnen bepalen zal nog een verder onderzoek plaats moeten vinden.

Het lijkt logisch om als parameter in te voeren:

$$B_f = \frac{r_D}{r_P}$$

Voor de bovenstaande proeven geldt:

- Proeven 2, 6. $B_f = 2,3.$
- Proeven 3, 8. $B_f = 1,6.$
- Proeven 1, 7. $B_f = 1,5.$

De conclusie uit bovenstaande is, dat indien B_f kleiner is dan twee de waarden acceptabel zijn.

De enige twee proeven die goed voldoen aan de beide controles zijn 1 en 7. Deze produkten hebben een goede dieptrekverhouding en een acceptabele relatieve wand. Door middel van β_0 en B_f is de geldigheid van dit model te bepalen. Deze parameters treden in de maakbaarheidsanalyse op als filter.

Conclusies.

Door het beperkte aantal gereedschappen konden slechts een beperkt aantal proefverhoudingen worden gebruikt.

Het gebruikte model en de bijbehorende software zijn binnen een beperkt gebied geldig. Deze geldigheid wordt door twee factoren bepaald:

De dieptrekverhouding voor conische produkten.

$$\beta_0 = \frac{r_{w0}}{\left(\frac{r_D+r_P}{2}\right)} = \frac{2r_{w0}}{r_D+r_P}$$

Deze factor bepaald de geldigheid van het kracht-weg verloop.

De breukfactor voor conische produkten.

$$B_f = \frac{r_D}{r_P}$$

Deze factor bepaald de geldigheid van het breukcriterium.

Als aan beide factoren wordt voldaan zal de berekening een goede indicatie geven van de procesgrenzen.

Er moet nog een criterium worden gevonden dat de ploovorming in de wand kan voorspellen. Voor het plooihouderloos dieptrekken, wordt daarvoor een aanzet gedaan in bijlage 3.

BIJLAGE 3. AANZET TOT EEN PLOOICRITERIUM BIJ CONISCH DIEPTREKKEN ZONDER PLOOIHOUDER.

Om een ploocriterium voor de wand op te stellen moeten eerst alle relevante parameters worden opgesteld. Deze kunnen in drie groepen worden ondergebracht:

- Geometrie.
- Proces.
- Materiaal.

In de experimenten zijn de materialen SPEDD en SPO gebruikt. Deze verschillen nauwelijks in eigenschappen.

De procescondities zijn zo goed mogelijk constant gehouden.

Dit houdt in dat de enige variatie die in de experimenten is aangebracht van geometrische aard is. De parameters die gevarieerd en van invloed op de ploovorming in de wand zijn, zijn de volgende:

- r_{w0} De oorspronkelijke blankstraal.
- r_D De binnenstraal van de matrijsring.
- r_P De buitenstraal van de stempel.
- s_0 De oorspronkelijke plaatdikte.

Om een algemeen geldige relatie te vinden wordt gebruik gemaakt van dimensieloze getallen. De getallen zijn dusdanig gekozen dat naar mate ze hoger zijn, de plooigevoeligheid ook groter is.

$\left(\frac{r_D - r_P}{r_{w0}} \right)$ Dit getal geeft de verhouding tussen de wand en de blank. Naarmate de blank groter wordt, wordt de benodigde kracht ook groter. Dit zorgt ervoor dat er een hogere trekspanning in de wand heerst, zodat de tangentiële spanningen niet overheersen.

$\left(\frac{2r_{w0}}{s_0} \right)$ Dit getal is een maat voor de weerstand tegen knik van het uitgangsmateriaal. In de literatuur wordt deze factor ook vaak gebruikt als maat voor ploovorming in de flens.

In bijlage 4 is bepaald of een produkt plooit in de wand. Slechts bij twee proeven is dit opgetreden, zodat er weinig materiaal is om een hypothese mee te staven.

Als totaalfactor wordt het volgende getal gehanteerd p_w :

$$P_w = \left(\frac{r_D - r_P}{r_{w0}} \right) \left(\frac{2r_{w0}}{s_0} \right)^2$$

Gebruik makend van de gegevens uit bijlage 4 worden de volgende waarden voor p_w gevonden:

PROEF	p_w	PROEF	p_w
1	2650	5	6636
2	4452	6	17808
3	2014	7	10600
4	3634	8	8056

Een eerste afschatting is dat indien p_w groter is dan 10000 er geen ploovorming in de wand optreedt. Indien p_w kleiner is dan 7000 treedt er geen ploovorming in de wand op. Daartussen ligt een grijs gebied dat nog verder onderzocht zal moeten worden.

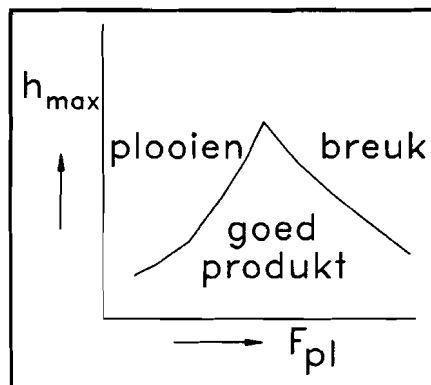
Bij het bepalen van een accuraat werkend ploocriterium zullen alle relevante parameters mee moeten worden genomen. Zoals uit de grafiek van proef 6 blijkt is de invloed van de plooihouderdruk en daarmee dus ook van de wrijving van grote invloed. Waarschijnlijk zal, zoals ook bij het dieptrekken van rechte potten is gebleken, de invloed van de materiaalparameters minder zijn, zolang maar gebruik gemaakt wordt van dieptrekstaal.

BIJLAGE 4. EXPERIMENTEN.

Bij het produceren van een conisch produkt kan de plooihouderdruk optimaal worden ingesteld. Naast het tegengaan van plooiën in de flens heeft het ook de functie tot het tegengaan van plooivorming in de wand. Doordat de wand namelijk nog een radiale verplaatsing ondergaat ontstaan drukspanningen in de wand. Bij een te grote drukspanning zal de wand gaan plooiën. De plooihouderdruk bepaald in grote mate de invloed van deze drukspanningen. Bij een hoge plooihouderkracht zal de trekspanning in de wand overheersen en zal breuk in de bodem optreden. Er wordt in dit experiment dus naar twee faalvormen gekeken:

- Scheuren in de bodem.
- Plooiën in de wand.

Uiteraard zijn er meerdere faalvormen mogelijk, maar deze zijn in het experiment buiten beschouwing gelaten. Om de maximaal haalbare hoogte te bepalen moet de plooihouderdruk optimaal zijn ingesteld. Uit literatuur [2,4] is gebleken dat deze per produkt opnieuw bepaald moet worden. De algemeen voorkomende relatie tussen plooihouder en faalvorm wordt weergegeven in figuur 1.



Figuur 1: optimale plooihouderkracht.

De metingen zijn verricht op de Erichsenbank die zich bevindt in het laboratorium van de vakgroep Produktietechniek op de Technische Universiteit Eindhoven. De hoogte van het produkt is bepaald door gebruik te maken van een meetklok die door middel van een statief op de bank zelf is bevestigd. Een lichte scheefstelling moet daarbij worden geaccepteerd, zodat er een kleine afwijking in de meetgegevens zal zijn.

Door het bepalen van de optimale plooihouderdruk worden een aantal meetpunten bepaald waarop het breukcriterium kan worden getoetst. Daarnaast zijn een aantal kracht-weg-krommen getekend om het verloop van de proceskracht te vergelijken met de berekende waarden.

Materiaalgegevens SPEDD:

$$C = 520 \text{ N/mm}^2$$

$$n = 0,23$$

$$\epsilon_0 = 0$$

Materiaalgegevens SPO:

$$C = 520 \text{ n/mm}^2$$

$$n = 0,23$$

$$\epsilon_0 = 0$$

Smeermiddel:

Talk

Meetreferenties.

Als referentie zijn twee produkten genomen, waarvan de eerste als zijnde niet geplooid en de tweede als zijnde wel geplooid werd aangenomen. Een produkt dat niet geplooid of gescheurd was kreeg een + als waardering. Een produkt dat wel geplooid of gescheurd was kreeg een - als waardering. De produkten die tussen de twee referentieprodukten in liggen kregen een \pm als waardering. Alle beoordelingen van de produkten zijn visueel uitgevoerd, dit met het oog op het grote aantal proeven dat moet worden verricht om de optimale plooihouderdruk te vinden.

Nadat de optimale plooihouderdruk (als die aanwezig was) gevonden is, worden drie proeven gedaan om de geldigheid van de gevonden grafiek te toetsen. Daarna wordt van een produkt een kracht-wegkromme bepaald die vergeleken zal worden met de modelmatige kracht-wegkrommen.

PROEF 1.

Codering 1A1b:

- 1 = blank 1, mat. SPEDD, 1mm dik, $\varnothing 106$ mm.
A = gereedschapcomb. A, stempel $\varnothing 50$ mm $\rho_D=7$,
matrijs $\varnothing 75$ mm $\rho_D=2$, snijring $\varnothing 123$ mm.
1 = eerste proef.
b = tot en met breuk.

Plooihouderkracht $F_{pl}=40$ kN:

proef	hoogte [mm]	+/-
1A1b	33,1	-
1A2b	33,04	+
1A3b	33,05	\pm

Plooihouderkracht $F_{pl}=46$ kN

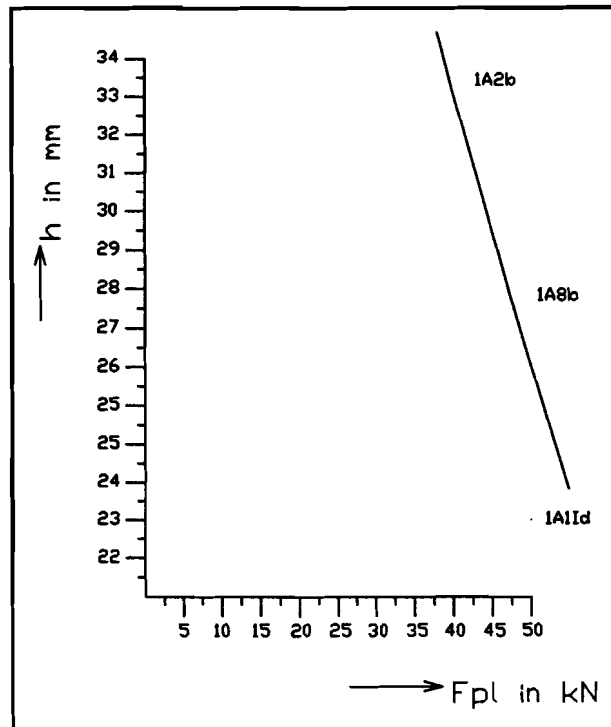
proef	hoogte [mm]	+/-
1A4b	30,54	-
1A5b	30,53	-
1A6b	30,48	-
1A7b	27,85	-
1A8b	27,38	+

Ideaal punt niet bereikbaar i.v.m. te kleine blankdiameter.

Controle veilig gebied d.m.v. proef 1A1Id:

- $F_{pl}=50$ kN
- $h=23,0$ mm

Potje bleek niet gescheurd te zijn, dus proef is goed.
Zie ook de kracht-tijd kromme.



Figuur 2: Grafiek 1.

PROEF 2. (Zie grafiek 2)

Codering 1B1b:

1 = Blank 1 $\varnothing 106$ mm, 1mm dik, materiaal SPEDD.

B = gereedschapcomb. B: stempel $\varnothing 33$ mm $\rho_D = 4.5$,
matrijs $\varnothing 75$ mm $\rho_D = 2$ mm.

1 = eerste proef

b = tot en met breuk.

Plooihouderkracht $F_{pl} = 10$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
1B1b	22,51	-
1B2b	21,15	-
1B3b	21,83	+

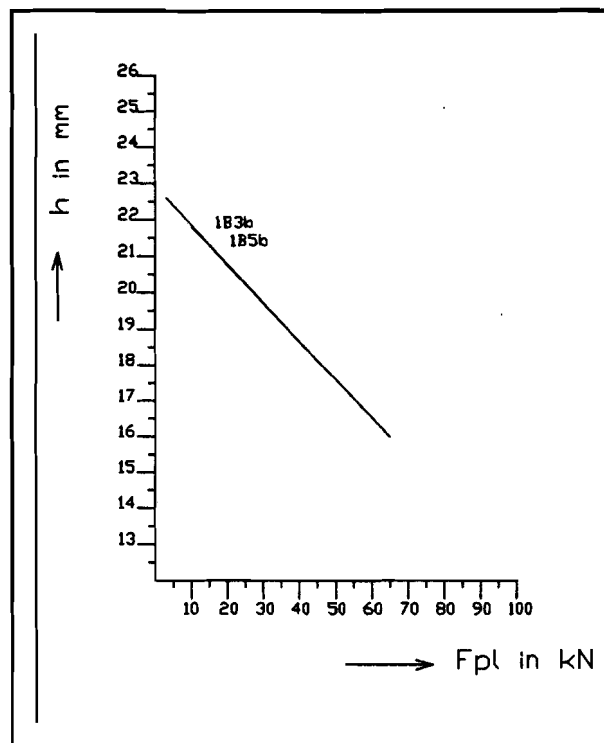
Plooihouderkracht $F_{pl} = 15$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
1B4b	22,90	-
1B5b	21,30	+

Controle d.m.v. proeven 1B1Id tot en met 3Id.
Zie ook de kracht-weg krommen.

Plooihouderkracht $F_{pl}=78$ kN.

proef	hoogte [mm]
1B1Id	16,5
1B2Id	15,04
1B3Id	13,5



Figuur 3: grafiek 2.

PROEF 3. (zie grafiek 3.)

Codering 1C1b:

- 1 = blank 1, mat. SPEDD, 1mm dik, $\varnothing 106$ mm.
- C = gereedschapcomb. C: stempel $\varnothing 33$ mm $\rho_D=4,5$,
matrijs $\varnothing 52$ mm $\rho_D=2,5$.
- 1 = eerste proef.
- b = tot en met breuk.

Plooihouderkracht $F_{pl}=10$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
1C1b	16,1	-
1C2b	15,9	-
1C3b	14,04	+

Plooihouderkracht $F_{pl}=15$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
1C4b	15,30	-
1C5b	14,20	-
1C6b	13,96	+

Extra breukpunten i.v.m. ontbreken plooi punten:

1C22p: - $F_{pl}=0$
- $h=16,80$ mm (+)

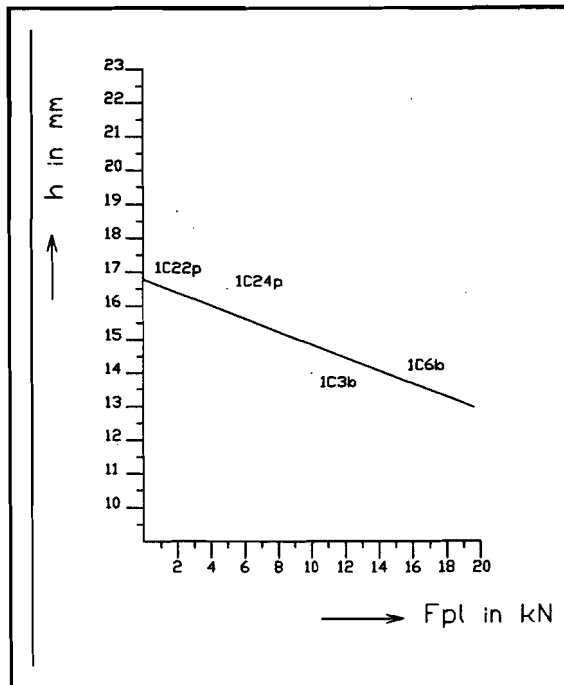
1C23p: - $F_{pl}=5$ kN
- $h=16,70$ mm (-)

1C24p: - $F_{pl}=5$ kN
- $h=16,50$ mm (+)

Voor de ideale punten zijn de proeven 1C4Id tot en met 1C6Id uitgevoerd. Zie ook de kracht-weg krommen.

Plooihouderkracht $F_{pl}=7$ kN.

proef	hoogte [mm]
1C4Id	15,52
1C5Id	17,00
1C6Id	13,90



Figuur 4: Grafiek 3.

PROEF 4. (Zie grafiek 4.)

Codering 2A1b:

- 2 = blank 2, $\varnothing 158\text{mm}$, mat. SPEDD, 1mm dik.
- A = gereedschapcomb. A: stempel $\varnothing 52\text{mm}$, $\rho_D=7$,
matrijs $\varnothing 75\text{mm}$, $\rho_D=2$, snijring $\varnothing 158\text{mm}$.
- 1 = eerste proef.
- b = tot en met breuk.

Proef 2A5b: $-F_{pl} = 0$
 $h = 22,3 \text{ mm (+)}$

Plooihouderkracht $F_{pl} = 5 \text{ kN}$.

proef	hoogte [mm]	+/-
2A6b	24,78	-
2A7b	22,82	\pm
2A8b	22,85	+

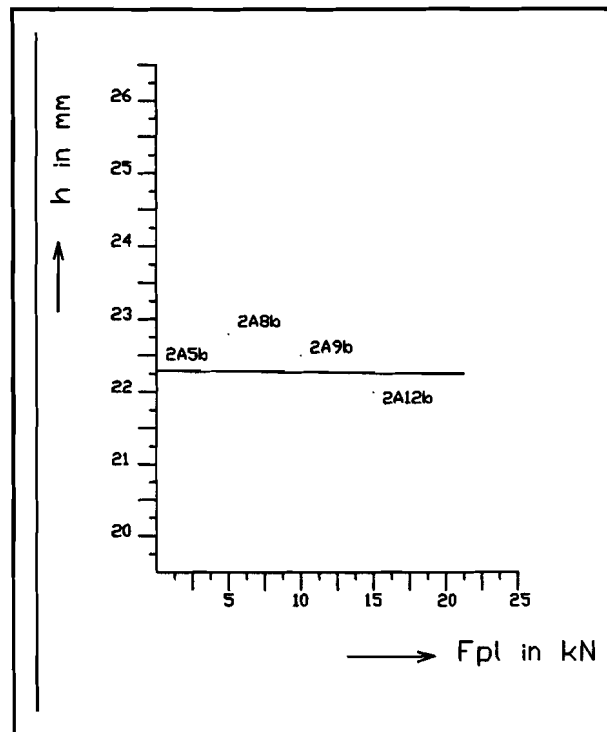
Proef 2A9b: $-F_{pl} = 10 \text{ kN}$.
 $-h = 22,51 \text{ mm (+)}$.

Plooihouderkracht $F_{pl}=15$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
2A10b	22,51	-
2A11b	22,01	±
2A12b	21,99	+

Van proef 2A2Id is een kracht-weg kromme gemaakt.

proef	hoogte [mm]
2A1Id	23,00
2A2Id	22,42
2A3Id	20,14



Figuur 5: Grafiek 4.

PROEF 5. (Zie grafiek 5)

Codering 2B1b:

- 2 = blank 2, $\varnothing 158\text{mm}$, mat. SPEDD, 1mm dik.
B = gereedschapcombinatie B: matrijs $\varnothing 75\text{mm}$, $\rho_D=2$,
stempel $\varnothing 33\text{mm}$, $\rho_D=4.5$, snijring $\varnothing 158\text{mm}$.
1 = eerste proef.
b = tot en met breuk.

Plooihouderkracht $F_{pl}=8\text{ kN}$.

proef	hoogte [mm]	+/-
2B1b	19,88	-
2B2b	20,90	-
2B3b	19,92	-
2B4b	19,28	+

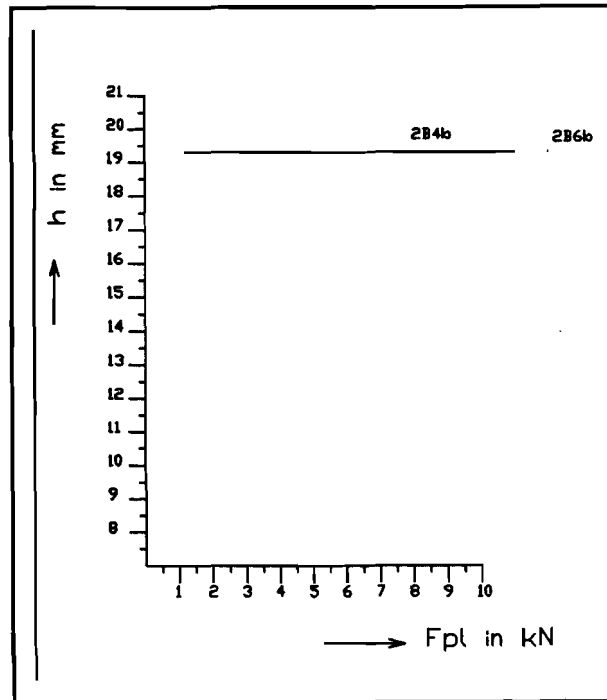
Plooihouderkracht $F_{pl}=12\text{ kN}$.

proef	hoogte [mm]	+/-
2B5b	19,90	-
2B6b	19,30	+

De proeven 2B1Id tot en met 3Id zijn ter controle van de bruikbaarheid van de meetgegevens waarbij 2B2Id met kracht-weg kromme.

Plooihouderkracht $F_{pl}=0$.

proef	hoogte in mm
2B1Id	11,5
2B2Id	10,01
2B3Id	8,52



Figuur 6: Grafiek 5.

PROEF 6. (Zie grafiek 6)

Codering 4A1p:

4 = blank 4, $\varnothing 106$ mm, mat. SPO, $\frac{1}{2}$ mm dik.

A = gereedschapcomb. A: matrijs $\varnothing 75$ mm, $\rho_D=2$, stempel $\varnothing 33$ mm, $\rho_D=4$, snijring $\varnothing 106$ mm.

1 = eerste proef.

p = tot en met plooi.

Plooihouderkracht $F_{pl}=0$.

proef	hoogte [mm]	+/-
4A1p	20,03	-
4A2p	22,18	-
4A3p	24,14	-
4A4p	26,03	-
4A5p	25,06	-
4A6p	24,53	+

Plooihouderkracht $F_{pl}=5$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
4A7p	23,96	-
4A8p	26,07	-
4A9p	26,07	-
4A10p	25,02	±
4A11p	24,48	+

Plooihouderkracht $F_{pl}=20$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
4A1b	24,04	-
4A2b	25,62	-
4A3b	25,20	-
4A4b	25,38	+

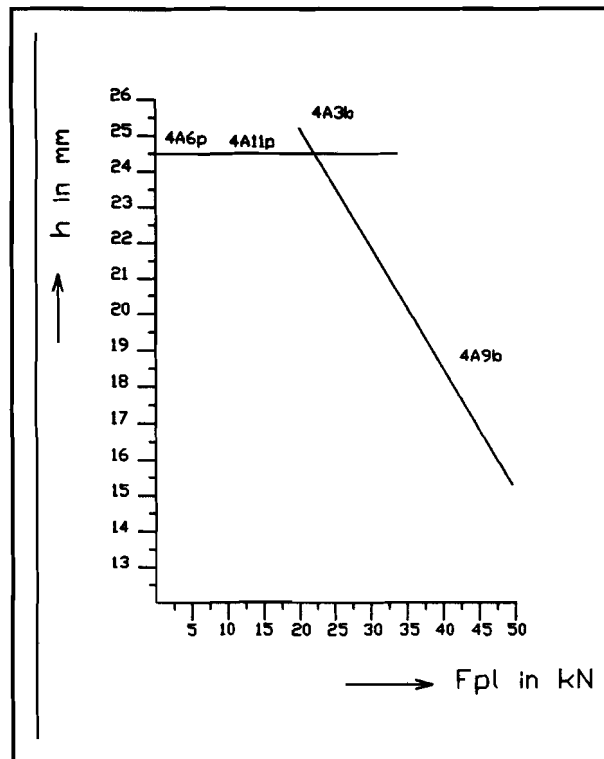
Plooihouderkracht $F_{pl}=40$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
4A5b	21,3	-
4A6b	20,52	-
4A7b	20,00	-
4A8b	18,60	±
4A9b	18,48	+

De proeven 4A1Id tot en met 3Id zijn ter controle van de bruikbaarheid van de meetgegevens waarbij 4A2Id met kracht-weg kromme.

Plooihouderkracht $F_{pl} = 50$ kN.

proef	hoogte [mm]
4A1Id	13,52
4A2Id	15,1
4A3Id	16,51



Figuur 7: Grafiek 6.

PROEF 7. (Zie grafiek 7)

Codering 4B1p:

4 = blank 4, $\varnothing 106$ mm, mat. SPO, $\frac{1}{2}$ mm dik.

B = gereedschapcomb. B: matrijs $\varnothing 75$ mm, $\rho_D = 2$, stempel $\varnothing 50$ mm, $\rho_D = 7$.

1 = eerste proef.

p = tot en met plooi.

Plooihouderkracht $F_{pl}=0$.

proef	hoogte [mm]	+/-
4B1p	28,15	-
4B2p	26,01	-
4B3p	24,00	-
4B4p	23,01	-
4B5p	22,01	±
4B6p	21,00	+

Plooihouderkracht $F_{pl}=5$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
4B7p	24,01	-
4B8p	23,04	±
4B9p	22,0	+

Plooihouderkracht $F_{pl}=30$ kN.

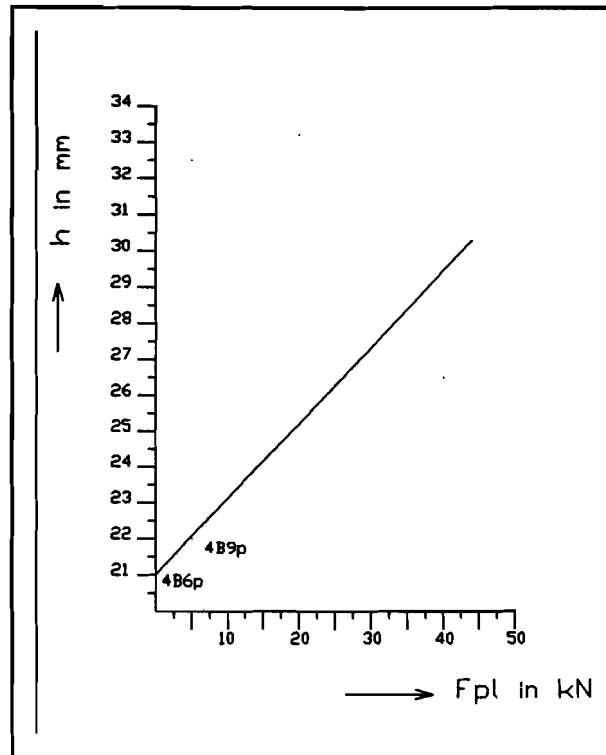
proef	hoogte [mm]	+/-
4B10p	26,01	-
4B11p	27,04	-
4B12p	28,01	+
4B13p	29,01	±

In verband met een te hoge plooihouderdruk zijn bij deze proef geen breekpunten gezocht. Voor een lagere plooihouderkracht en een grotere hoogte was de blankdiameter te klein.

Serie 4B1Id tot en met 3Id conisch. 4B2Id met kracht-tijd kromme.

Plooihouderkracht $F_{pl} = 40$ kN.

proef	hoogte [mm]
4B1Id	16,5
4B2Id	15,14
4B3Id	13,5



Figuur 8: Grafiek 7.

PROEF 8. (Zie grafiek 8)

Bij deze proef zijn geen plooi punten gevonden, omdat men de potjes dan zo hoog moest trekken dat er bijna geen flens meer over was.

Codering 4C1b:

4 = blank 4, $\varnothing 106\text{mm}$, $\frac{1}{2}\text{mm}$ dik, mat. SPO.

C = gereedschapcomb. C: matrijs $\varnothing 52\text{mm}$, $\rho_D=2.5$,
stempel $\varnothing 33\text{mm}$, $\rho_D=4.5$.

1 = eerste proef.

b = tot en met breuk.

Plooihouderkracht $F_{pl}=0$.

proef	hoogte [mm]	+/-
4C1b	16,01	-
4C2b	17,02	+
4C3b	17,82	-

Plooihouderkracht $F_{pl}=5$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
4C4b	16,00	-
4C5b	17,00	+

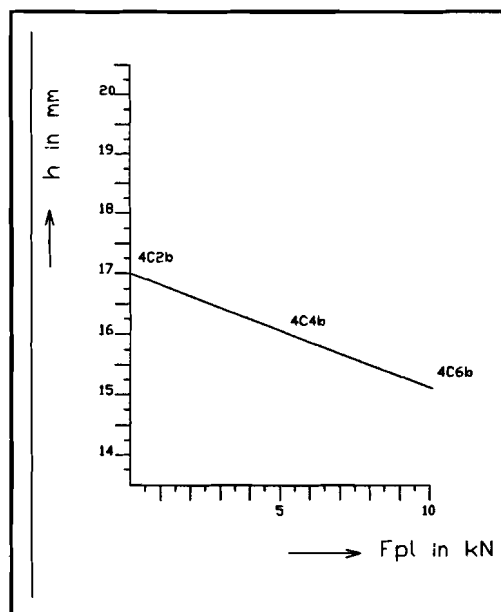
Plooihouderkracht $F_{pl}=10$ kN.

proef	hoogte [mm]	+/-
4C6b	15,21	+
4C7b	16,04	±

Proefserie 4C1Id tot en met 3Id, met kracht-weg kromme van 4C2ID.

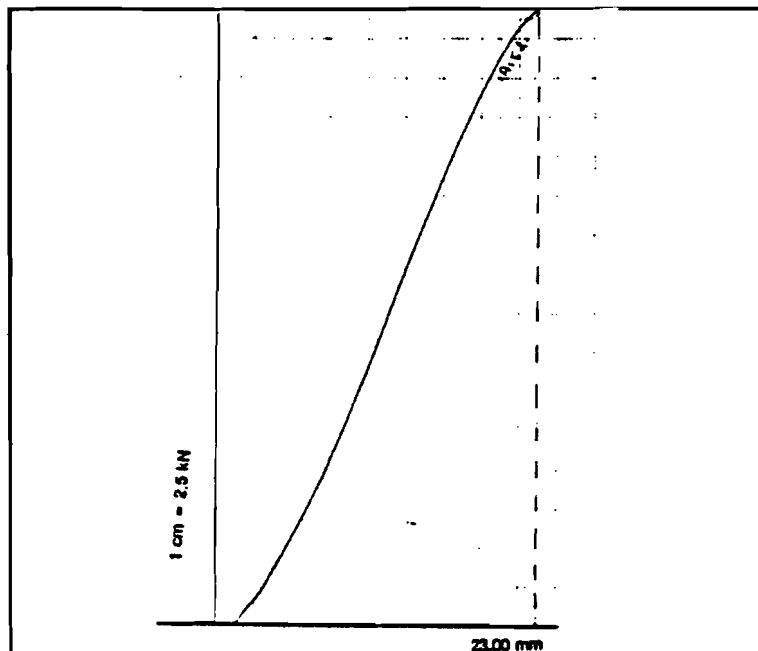
Plooihouderkracht $F_{pl}=5$ kN.

proef	hoogte [mm]
4C1Id	17,02
4C2Id	16,1
4C3Id	14,89

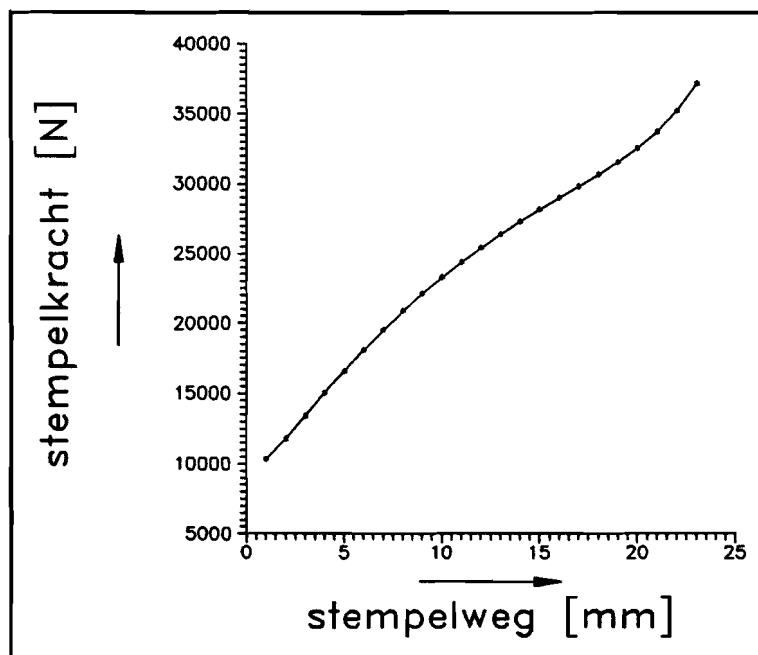


Figuur 9: Grafiek 8.

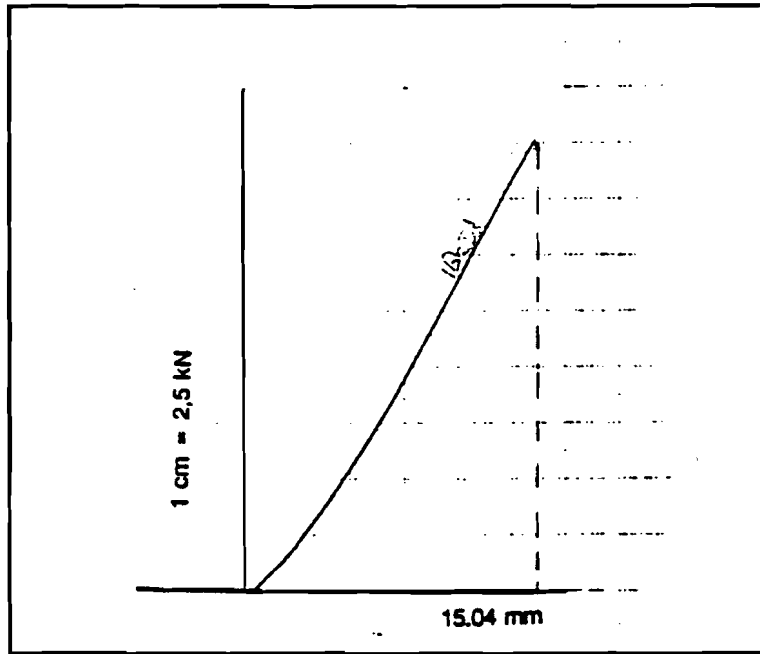
BIJLAGE 5. VERGELIJKING KRACHT-WEG KROMMEN.



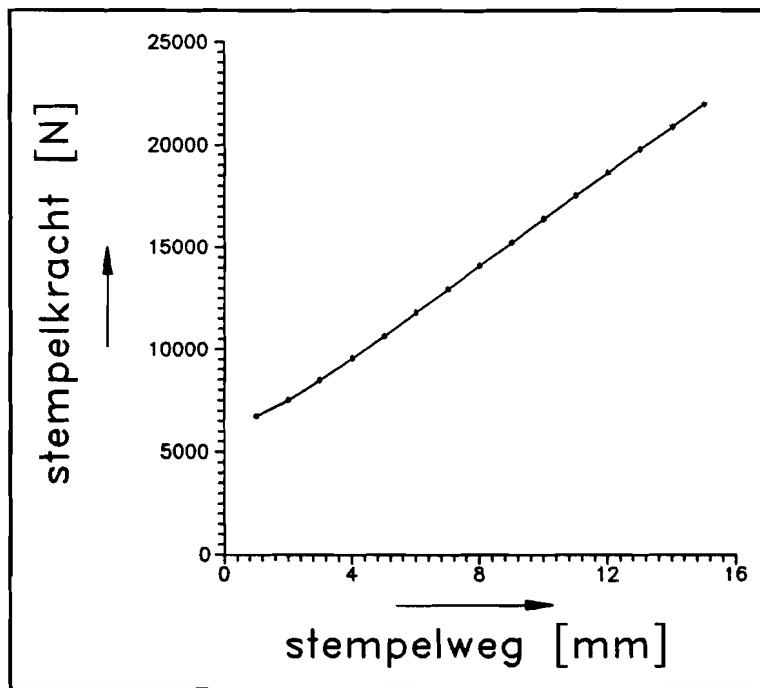
Figuur 1: Werkelijk Kracht-weg verloop van proef 1.



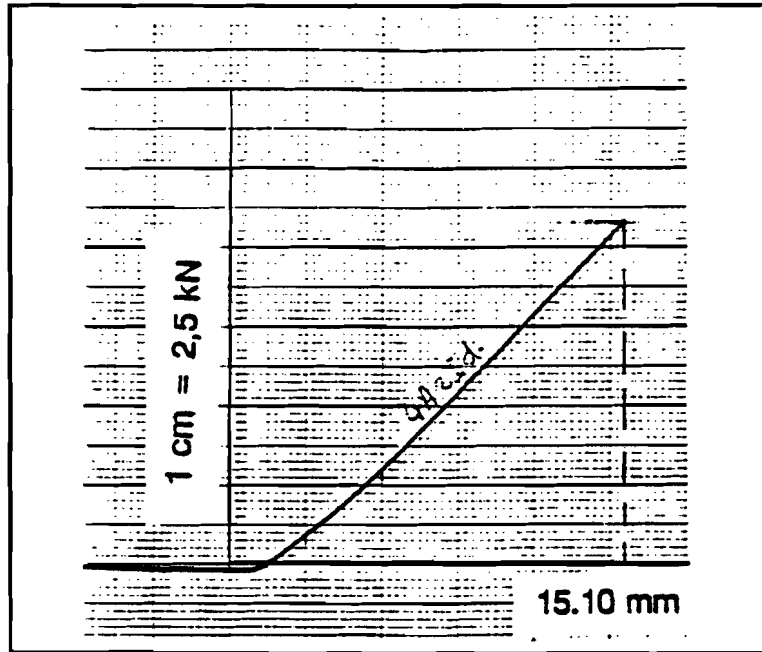
Figuur 2: Berekend kracht-weg verloop van proef 1.



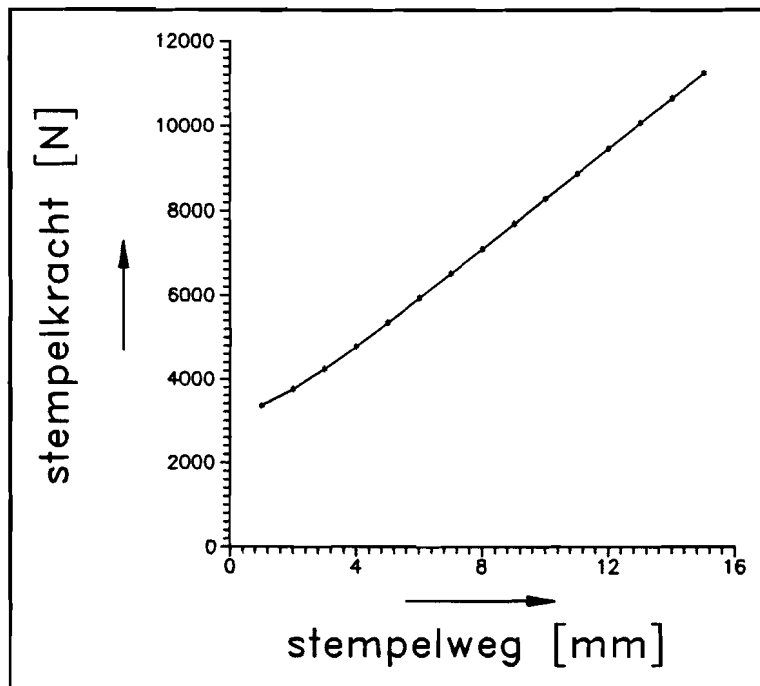
Figuur 3: Werkelijk kracht-weg verloop van proef 2.



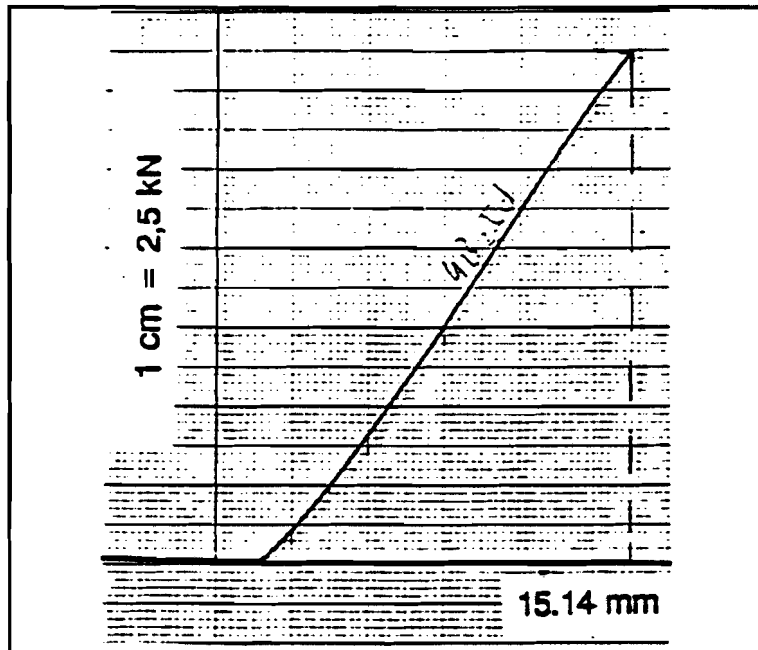
Figuur 4: Berekend kracht-weg verloop van proef 2.



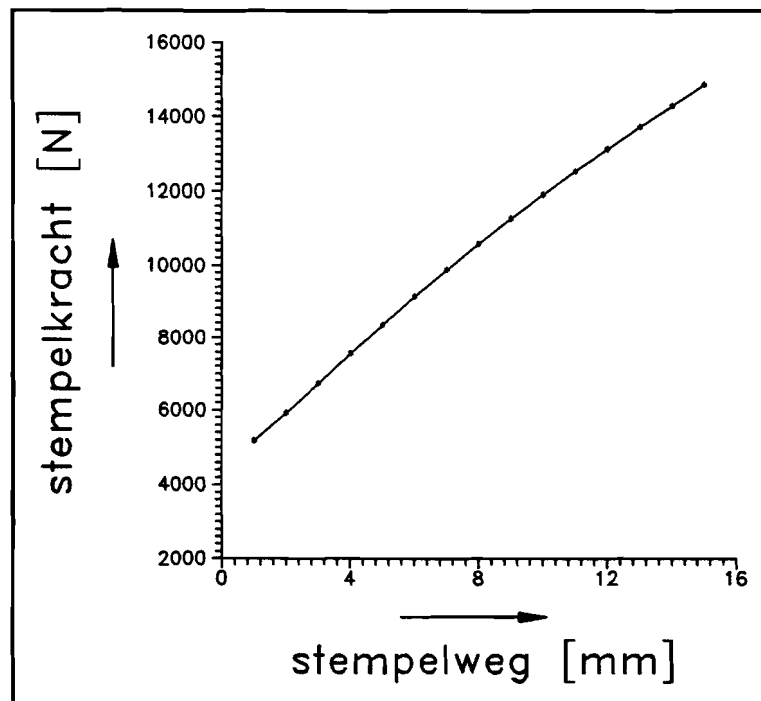
Figuur 5: Werkelijk kracht-weg verloop van proef 6.



Figuur 6: Berekend kracht-weg verloop van proef 6.



Figuur 7: Werkelijk kracht-weg verloop van proef 7.



Figuur 8: Berekend kracht-weg verloop van proef 7.