

## Evaluatie van het onderzoek naar het vierkant dieptrekproces

***Citation for published version (APA):***

Deckers, J. M. H. (1992). *Evaluatie van het onderzoek naar het vierkant dieptrekproces*. (TH Eindhoven. Afd. Werktuigbouwkunde, Vakgroep Produktietechnologie : WPB; Vol. WPA1309). 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](http://www.tue.nl/taverne)

***Take down policy***

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

[openaccess@tue.nl](mailto:openaccess@tue.nl)

providing details and we will investigate your claim.

Technische Universiteit Eindhoven  
Faculteit Werktuigbouwkunde  
Vakgroep Productietechnologie & Automatisering  
Laboratorium voor Omvormtechnologie

## **Evaluatie van het onderzoek naar het vierkant dieptrekproces.**

Onderzoeksopdracht  
J.M.H. Deckers  
mei 1992  
IOPM-D-036  
WPA 1309

## **SAMENVATTING.**

In dit verslag wordt een evaluatie gegeven van het onderzoek dat op de TUE is verricht naar modelleringen voor het vierkant dieptrekken. Doel van deze evaluatie is, om tot een overzicht van de stand van zaken te komen en aanbevelingen voor vervolg onderzoek met betrekking tot het bovengrenstheorema te kunnen doen.

Vanzelfsprekend krijgt de lezer eerst een inleiding in de basiskennis omtrent het dieptrekken. Tevens wordt hier aangegeven waarom onderzoek naar het vierkant dieptrekken is verricht.

De eerste methode die wordt besproken is de blenkuitslagmethode. De blenkuitslagmethoden volgens TNO en Romanovski worden behandeld en op grond van experimenten geëvalueerd.

Vervolgens wordt een benaderingsmethode voor de dieptrekkkracht behandeld. De benadering is gebaseerd op een eenvoudig model en getoetst door middel van experimenten. De resultaten worden besproken.

Tenslotte worden twee modelleringen op grond van het bovengrenstheorema geëvalueerd. Omdat er bij het vierkant dieptrekken geen axi-symmetrische spanningstoestand heerst leidt een dergelijke modellering al snel tot moeilijk oplosbare vergelijkingen. Waarschijnlijk is een modellering van het vierkant dan ook het hoogst haalbare op grond van het bovengrenstheorema. Modellering 1 is slechts een summiere aanzet tot verdere modellering. Het vervolg hierop, modellering 2, is de meest uitgebreide modellering tot nu toe. De modellering, het bijbehorende Turbo-Pascal programma en de numerieke resultaten worden besproken.

## SYMBOLENLIJST.

De meeste gebruikte symbolen zijn in overeenstemming met de CIRP symbolenlijst. Indien dit niet het geval is, staat de bijbehorende beschrijving in de tekst.

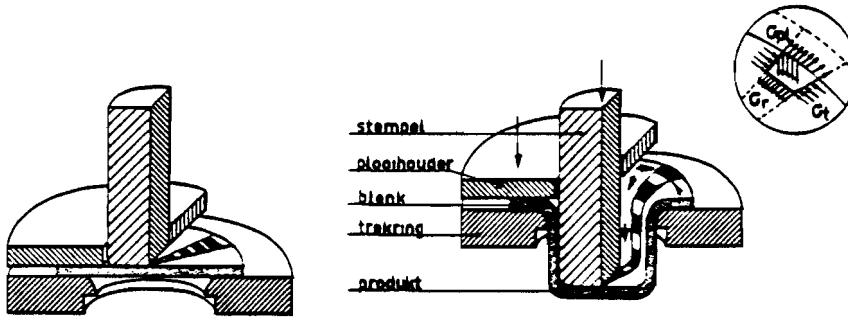
$\alpha$	vrije parameter [-]
$\beta$	vrije parameter [-]
$a$	vrije parameter [mm]
$\lambda$	vrije parameter [-]
$\gamma$	vrije parameter [-]
$b$	halve stempelbreedte [mm]
$r_p$	straal van stempelhoekafroning [mm]
$r_\phi$	radiale positie van deeltje op flenscontour [mm]
$\Theta$	halve produkthoek
$c$	breedte van de flens [mm]
$s$	plaatdikte [mm]
$u$	stempelweg [mm]
$\dot{u}$	stempelsnelheid [mm/sec]
$\dot{u}_i$	snelheid in i-richting [mm/sec]
$\dot{\epsilon}_i$	reksnelheid in i-richting [sec <sup>-1</sup> ]
$\dot{\bar{\epsilon}}$	effectieve reksnelheid [sec <sup>-1</sup> ]
$\bar{\epsilon}$	effectieve rek [-]
$P_D$	deformatievermogen [Nmm/sec]
$P_r$	afschuifvermogen [Nmm/sec]
$P_m$	totaal vermogen [Nmm/sec]
$C$	karacteristieke deformatieweerstand [N/mm <sup>2</sup> ]
$n$	verstevingsexponent
$\beta_0$	dieptrekverhouding $\left[ \sqrt{\frac{A_{blank}}{A_{stempel}}} \right]$
$\beta_0^*$	plaatselijke dieptrekverhouding $\frac{R}{r}$
$P^*$	dimensieloos vermogen $\left[ \frac{P}{A \cdot C \cdot \dot{u}} \right]$

SAMENVATTING.	2
SYMBOLENLIJST.	3
1. INLEIDING :	5
1.1 Het dieptrekproces.	5
1.2 Waarom het vierkant onderzoeken ?	6
2. DE DIVERSE MODELLERINGSMETHODEN.	7
2.1 Ideale blenkvorm en maximale dieptrekverhouding.	7
2.2 De blenkuitslagmethode.	9
2.2.1 De blenkuitslag volgens TNO.	9
2.2.2 De blenkuitslag volgens Romanovski.	11
2.2.3 Evaluatie van de beschreven blenkuitslagmethoden.	15
2.3 Benadering d.m.v. een deelmodel.	16
2.3.1 Krachtbepaling striptrekken.	16
2.3.2 Krachtbepaling dieptrekzone.	18
2.3.3 Benadering voor de totale dieptrekkracht.	18
2.3.4 Evaluatie.	19
2.4 Modelleringsen volgens het bovengrenstheorema.	20
2.4.1 Beschrijving van het bovengrenstheorema.	20
2.4.2 Modelling 1.	21
2.4.3 Evaluatie van modellering 1.	25
2.4.4 Modelling 2.	28
2.4.5 Resultaten van berekeningen.	31
2.4.6 Evaluatie van modellering 2.	32
3. EINDIGE ELEMENTEN MODELLERING.	35
4. CONCLUSIE.	36
LITERATUUR.	38
Bijlage I : Resultaten van berekeningen m.b.v. het deelmodel.	39
Bijlage II : Resultaten bij $\beta_0 = 2,77$ .	40
Bijlage III : Resultaten bij $\beta_0 = 1,77$ .	43

# 1. INLEIDING :

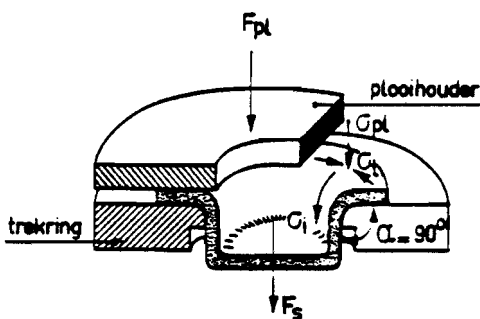
## 1.1 Het dieptrekproces.

Dieptrekken is een bewerking waarbij uit een vlakke plaat (de blenk) holle produkten worden gevormd. Dit gaat als volgt in zijn werk : De blenk ligt ingeklemd tussen matrijs en plooihouder. Door het indringen van de stempel wordt het materiaal tussen de plooihouder en de matrijs uitgetrokken en om de stempel gevormd. Als al het materiaal om de stempel is gevormd is het proces beëindigd en kan het produkt van de stempel worden geschoven.



Figuur 1-1: Verloop van het axi-symmetrisch dieptrekproces.

De stempel moet de kracht overbrengen om het materiaal te vervormen en om de wrijving te overwinnen. Deze kracht wordt via de krachtoverdrachtszone in de vervormingszone geleid. De krachtoverdrachtszone bestaat hierbij uit de bodem van het produkt en de wand. De vervormingszone bestaat uit de flens en het materiaal op de matrijsbocht.



Verklaring van de symbolen :

- $F_{pl}$  = plooihouderkracht
- $F_s$  = stempelkracht
- $\sigma_i$  = radiale intrekspanning
- $\sigma_t$  = tangentele drukspanning
- $\sigma_{pl}$  = axiale drukspanning

Figuur 1-2: Spanningstoestand dieptrekken

In de vervormingszone worden spanningen opgewekt door de opgelegde verplaatsingen. Deze kunnen worden onderscheiden in:

- 1). Radiale intrekspanningen, gericht naar de middelpunten van de kromtestralen van de stempel.

2). Tangentiale drukspanningen, gericht volgens raaklijnen aan denkbeeldige concentrische cirkels om de stempel.

Naast deze spanningen is er vaak een additionele drukspanning aanwezig welke wordt veroorzaakt door de klemkracht van de plooihouder.

De grootte van de spanningen is voornamelijk afhankelijk van de vorm van de stempel en de grootte van de intrekkracht. Bij het toenemen van de intrekkracht nemen ook de spanningen toe. Indien op een bepaalde plaats een kritische spanningstoestand wordt bereikt zal het materiaal gaan scheuren.

## **1.2 Waarom het vierkant onderzoeken ?**

Naar het dieptrekken van rotatiesymmetrische produkten is al vrij veel wetenschappelijk onderzoek verricht. In de praktijk komen echter dikwijls ook onregelmatig gevormde produkten voor. De eenvoudigste vorm hiervan is het vierkant waarbij de wanden loodrecht op de bodem staan. In feite worden hierbij twee bewerkingen uitgevoerd:

- striptrekken voor het vormen van de rechte zijden;
- dieptrekken voor het vormen van de hoek radii.

Om meer inzicht te krijgen in het verloop van het dieptrekproces van deze produkten is men op de TUE begonnen met een onderzoek hiernaar.

Het belangrijkste onderdeel van het onderzoek is het opzetten van een bovengrensmoedellering voor het beschrijven van de flensdeformatie van niet axi-symmetrische dieptrekprodukten. Doordat er geen rotatiesymmetrische spanningstoestand heerst leidt dit tot een drie-dimensionale moedellering. Dit heeft tot gevolg dat de bijbehorende formules aanzienlijk complexer zijn dan bij bovengrensmoedelleringen van rotatiesymmetrische produkten.

## 2. DE DIVERSE MODELLERINGSMETHODEN.

### 2.1 Ideale blenkvorm en maximale dieptrekverhouding.

Voor de praktijk is vooral het onderzoeken van de ideale blenkvorm en het berekenen van de maximale dieptrekverhouding van belang. Het materiaalverbruik wordt bepaald door de blenkuitslag. Zeker bij grote series is dit van belang omdat het materiaalverbruik een belangrijk deel van de kostprijs vormt.

In het algemeen zullen de afmetingen van het eindproduct bekend zijn. De benodigde blenkuitslag kan nu worden berekend. Vaak moet met een benaderingsberekening worden volstaan, na enkele proeftrekken wordt de blenk dan eventueel aangepast. Toch is het belangrijk dat de grootte van de blenk vrij nauwkeurig wordt bepaald omdat de optredende vervormingskrachten direct verband houden met de blenkuitslag.

Een te grote blenkuitslag vraagt een grotere intrekkracht, hierdoor neemt de kans op scheurvorming toe. Om uit een te kleine blenkuitslag toch het product te kunnen dieptrekken moeten er grotere rekken optreden. Dit gaat ten koste van de dikte en verhoogt ook de kans op uitval.

Als de blenkafmetingen vast liggen komt de vraag of het product in één bewerking getrokken kan worden. Maatstaf hiervoor is de dieptrekverhouding. Deze is als volgt gedefinieerd:

$$\beta_0 = \sqrt{\frac{A_{blenk}}{A_{stempel}}}$$

De maximale dieptrekverhouding varieert van 1,5 tot 3,3 (afhankelijk van de verhouding blenk diameter/plaatdikte:  $D/t_0$ ) en wordt feitelijk bepaald door de sterkte van de reeds gevormde produktwand en de grootte van de radiale intrekspanningen in de flens samen met de wrijvingskrachten.

In een proefondervindelijk vastgestelde grafiek is  $\beta_{0,max}$  uitgezet tegen de  $D/t_0$  verhouding. Voor niet cirkelvormige produkten kan met gebruikmaking van formules voor de fictieve stempel en blenk diameter de dieptrekverhouding worden bepaald en kan uit deze grafiek worden afgelezen of het product in één bewerking gemaakt kan worden. Deze formules voor de fictieve stempel- en blenk diameter luiden als volgt :

$$d_s = \sqrt{\frac{4}{\pi} * A_{stempel}}$$

$$D = \sqrt{\frac{4}{\pi} * A_{blenk}}$$

Naast het toetsen van de maximale dieptrekverhouding aan de grafiek dient bij niet-cilindrische produkten ook de plaatselijke dieptrekverhouding bepaald te worden. Deze kan als volgt worden uitgedrukt :



$$\beta_0^* = \frac{R}{r}$$

Deze plaatselijke dieptrekverhouding kan veel groter zijn dan de 'normale' dieptrekverhouding. Als grenswaarde wordt in het algemeen 5 aangehouden, overschrijding hiervan wordt als kritisch beschouwd.

Ter berekening van de perskracht en de procesarbeid is het nodig om de dieptrekkkracht te weten. Deze dieptrekkkracht volgt uit een algemene formule waarin gebruik wordt gemaakt van in de praktijk vastgestelde correctiefactoren. De kritische dieptrekkkracht volgt uit :

$$F_{s, CI} = k * O_s * S_0 * \sigma_B$$

Hierin is :

k : correctiefactor,  $\frac{\sigma_{Br}}{\sigma_B}$  , meestal is dit 1,2

$\sigma_{Br}$  : de werkelijke breukspanning

$\sigma_B$  : de trekvastheid van het materiaal

$O_s$  : de omtrek van de stempel

$s_0$  : de oorspronkelijke plaatdikte

In de praktijk zijn ook nog tal van andere benaderingsformules opgesteld. Ze hebben allemaal met elkaar gemeen dat de berekende dieptrekkkracht groter is dan de werkelijk benodigde kracht.

## 2.2 De blenkuitslagmethode.

Voor het dieptrekken van een cilindrisch produkt is een cirkelvormige blenk nodig. Voor een rechthoekig of vierkant produkt mag hieruit niet de conclusie worden getrokken dat een rechthoekige of vierkante blenk de juiste is. Dit komt doordat het proces niet axi-symmetrisch is.

Bij de blenkuitslagmethode wordt naar een zodanige vorm van de blenk gestreefd dat na het trekken van het produkt de produkthoogte zo gelijkmatig mogelijk is en dat er nauwelijks nog nabewerkingen moeten worden uitgevoerd. In de praktijk moet er altijd worden nabewerkt, maar men wil dit natuurlijk zo beperkt en goedkoop mogelijk houden. Tevens mag de flens niet te groot zijn in verband met de grootte van de benodigde dieptrekkkracht. Een te grote flens levert een kapot produkt op.

Een berekening van de blenkuitslag is altijd een benaderingsberekening. De belangrijkste aanname hierbij is dat het gemiddelde materiaaloppervlak constant blijft en gelijk is aan dat van de blenk. Deze aanname is vanzelfsprekend niet van toepassing indien de wanddikte doelbewust gereduceerd wordt. Feitelijk wordt er dus aangenomen dat het manteloppervlak van het produkt gelijk is aan het oppervlak van de blenk, hetgeen gebaseerd is op het gegeven dat het materiaalvolume constant is.

Het oppervlak van de blenk is dus te berekenen, hiermee is echter nog niet de omtreksvorm bepaald. Deze moet worden afgeleid uit de materiaalspanningen die optreden in de flens.

De blenk die uiteindelijk gebruikt wordt zal afwijken van de theoretisch gevonden vorm. Dit komt omdat een ingewikkelde contour vaak duurder is om te maken (duurder gereedschap e.d.). Tevens moet een compromis worden gevormd tussen blenkform en benodigde dieptrekkkracht, waardoor de blenk ook zal afwijken van de theoretische vorm.

Op de TU is onderzoek gedaan naar de blenkuitslag volgens TNO en Romanovski. Hiertoe zijn proeven genomen en is gekeken in hoeverre de uiteindelijke geometrie van de produktrand van tevoren te voorzien was en voldeed aan de eis dat deze zo vlak mogelijk verloopt.

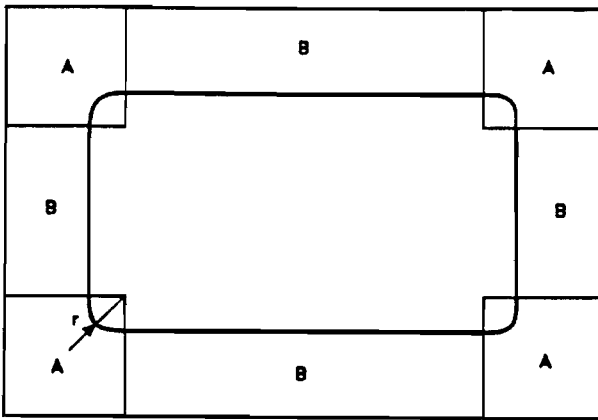
### 2.2.1 De blenkuitslag volgens TNO.

Volgens TNO kan de uitslag van een rechthoekig produkt worden verdeeld in dieptrekzones en buigzones.

Het materiaal in zone A ondergaat een tangentiële stuik. Als gevolg van deze stuik zal het een radiale verlenging ondergaan. De uitslag volgens figuur 2-1 geeft dan ook een produkt met vier hoge punten op de plaats van de hoeken.

Om dit te voorkomen wordt een blenkuitslag genomen waarbij de radii van de hoeken worden berekend volgens de volgende formule :

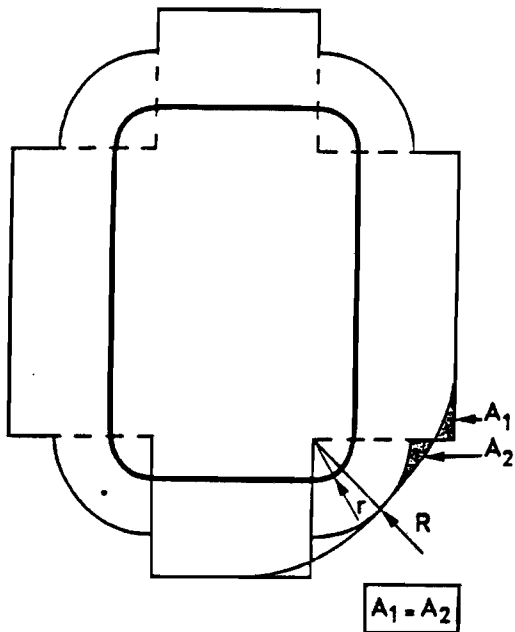
$$R = \sqrt{r^2 + 2 * r * h}$$



Figuur 2-1: Verdeling rechthoekig produkt volgens TNO.

De produkthoogte is gelijk aan de breedte van de buigzone B. Op het scheidingsvlak tussen A en B doet zich echter een merkwaardige situatie voor. Volgens de theorie zou er aan de ene zijde een maximale drukspanning heersen (zone A) terwijl aan de zijde van zone B deze in het geheel niet aanwezig zou zijn. In werkelijkheid nemen deze spanningen niet abrupt af, maar lopen in zone B door en nemen geleidelijk af tot nul.

Het materiaal in zone B dat grenst aan A zal hierdoor alsnog een radiale verlenging ondergaan. De uitslag volgens figuur 2-2 wordt nu een vloeiend verloop gegeven.



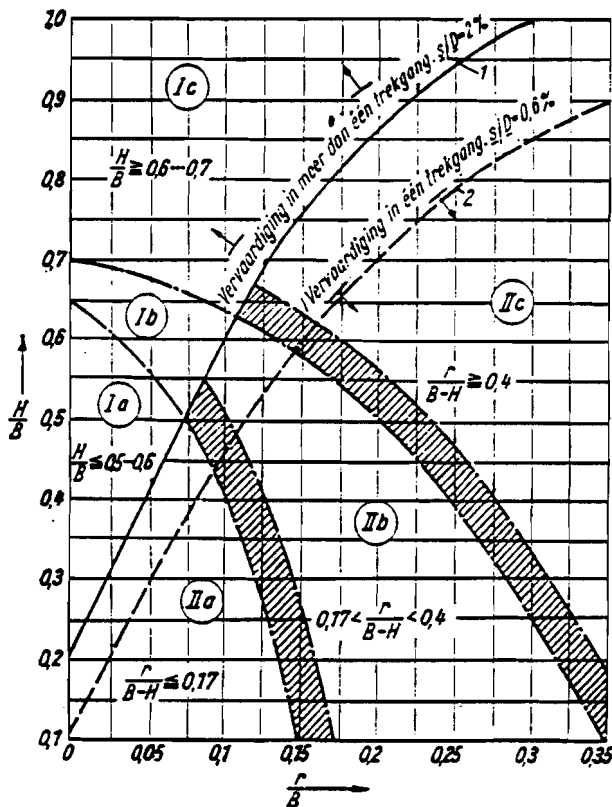
Figuur 2-2: Aangepaste uitslag volgens TNO.

## 2.2.2 De blenkuitslag volgens Romanovski.

Romanovski stelt dat bij de vervorming van een rechthoekig product de opstaande kanten in langsrichting worden gestuikt en in verticale richting worden gerekt, terwijl aan de rand een bepaalde dikte toeneming in de plaat optreedt. Als gevolg hiervan is de opvatting dat alleen de hoeken aan vervorming zijn onderworpen en dat de opstaande zijden alleen maar gebogen worden, onjuist.

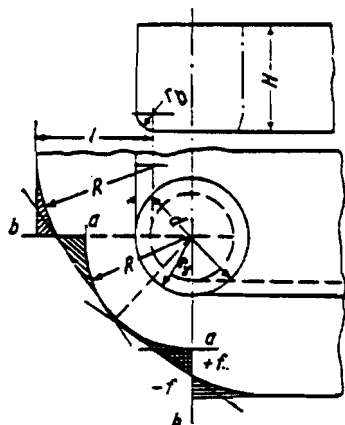
In figuur 2-3 is af te lezen of een product in één, dan wel in twee trekken gemaakt moet worden. De berekening van de blenkuitslag is voor beide gevallen verschillend. In het eerste geval wordt het product namelijk in één matrijs gemaakt terwijl in het tweede geval meerdere matrijzen nodig zijn. Hier wordt gekeken naar het trekken van een product in één keer.

Uit de figuur is verder nog af te lezen in welk gebied een product valt (Ila, I Ib of I Ic). Per gebied verschillen de afmetingen van het product waardoor ook de materiaalstromingen verschillen. Hierdoor is, zoals al eerder gezegd, iedere keer een andere blenkuitslag vereist.



Figuur 2-3: Grenzen voor het trekken van vierkante of rechthoekige produkten.

Hieronder wordt de per gebied vereiste blenkuitslag besproken.



De in figuur 2-4 aangegeven uitslag, hoort bij produkten uit gebied IIa, lage produkten met relatief kleine afrondingsstralen. Bij deze produkten wordt slechts een klein deel van het materiaal uit de hoekroning naar de zijwand verdrongen. Dit heeft geen invloed op de hoogte. Feitelijk wordt alleen de hoek diepgetrokken en wordt de zijwand omgebogen. De berekening gaat als volgt:

Figuur 2-4: Uitslag voor produkten uit gebied IIa.

1. De lengte  $l$ , die overeenkomt met de hoogte  $H$  van het produkt, kan men bepalen volgens :  $l = H + 0.57 * r_b$ .

2. Voor het bepalen van de uitslagradius  $R$ , beschouwt men de bodemstraal als een ronde hals en houdt men rekening met de hoogte :

$$R = \sqrt{d * H} .$$

Zijn de hoek- ( $r_y$ ) en de bodemstralen ( $r_b$ ) verschillend, dan wordt  $R$  berekend volgens :

$$R = \sqrt{r_y^2 + 2 * H * r_y - 0.86 * r_b (r_y + 0.16 r_b)}$$

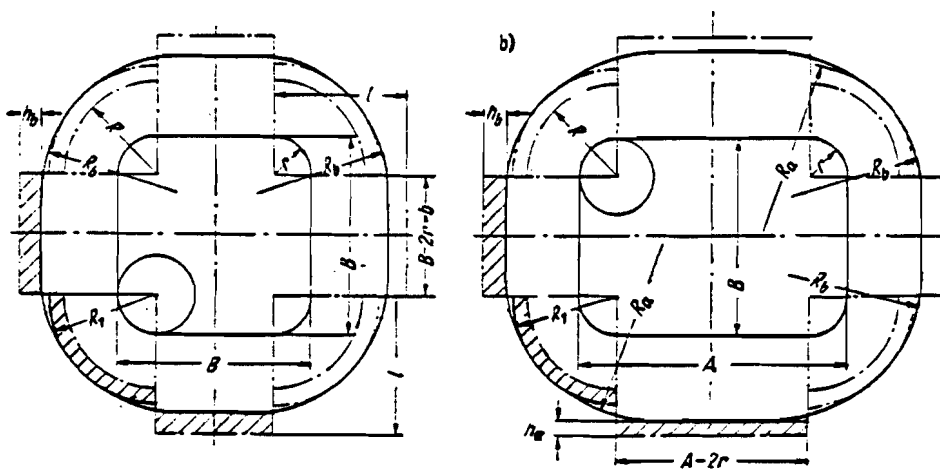
3. Er worden trapsgewijze overgangen van de afrondingen naar de rechte zijden gemaakt.

4. De lengten van de waarden  $ab$  worden gehalveerd en door de middens van deze lijnen worden raaklijnen getrokken aan de cirkel met straal  $R$ .

5. Het snijpunt tussen de raaklijnen en de rechte zijwand wordt afgerond met de straal  $R$ .

In gebied IIb kan men produkten vervaardigen met betrekkelijk lage wand en grote afrondingsstralen. Bij deze produkten wordt een belangrijk deel van het materiaal uit de hoek verdrongen naar de rechte zijwand en hierdoor wordt de hoogte van het getrokken produkt beïnvloed.

De uitslag wordt bepaald door het afwikkelen van het produkt in een plat vlak waarbij rekening wordt gehouden met een correctiefactor voor de hoogte van de zijwand (zie figuur 2-5).



Figuur 2-5

Deze uitslag wordt op de volgende manier berekend:

1. l en R worden op dezelfde wijze berekend als voor produkten uit gebied IIa.
2. De uitslag is zodanig dat een trapsgewijze overgang tussen rechte en afgeronde kanten mogelijk is.
3. De gecorrigeerde hoekstraal vind men volgens:

$$R_1 = x * R$$

Het materiaal wordt hierbij zijdelings weggedrukt. De compensatiefactor x wordt gevonden uit :

$$x = 0,074 (R/d)^2 + 0,982$$

4. De breedten  $h_a$  en  $h_b$  worden van de berekende uitslag afgesneden. Dit ter compensatie van het materiaal dat uit de hoekafronding wordt verdrongen. De waarden worden berekend volgens de volgende formules :

$$h_b = y * \frac{R^2}{B - 2 * r}$$

$$h_a = y * \frac{R^2}{A - 2 * r}$$

5. De uitslag kan nu in zoverre gecorrigeerd worden dat de straal tot  $R_1$  vergroot wordt en de hoogten tot de waarden  $h_a$  en  $h_b$  verkleind worden.
6. Als laatste worden de stralen  $R_a$  en  $R_b$  toegepast om de uitslag te tekenen.

De hierboven beschreven methode is alleen geldig bij produkten waarbij de verhouding  $A/B = 1,5 - 2$  is.

In gebied IIc vallen produkten die grote afrondingsstralen hebben in de hoeken. Een groter deel van het materiaal uit de hoeken wordt hierbij naar de zijwanden verdrongen. Dit gaat gepaard met een aanzienlijke vergroting van de hoogte. Bij vierkante produkten kan in deze categorie volstaan worden met een ronde blenkuitslag. Voor rechthoekige produkten is een ovale uitslag vereist. Het verder geometrisch ontwikkelen van de uitslag is overbodig. De afmetingen

worden vastgesteld onder de voorwaarde dat de oppervlakte van het getrokken produkt gelijk is aan dat van de blenk.

Voor vierkante produkten met zijde B en hoogte H wordt de diameter van de uitslag bepaald volgens :

$$D_0 = 1.13 * \sqrt{B^2 + 4 * B (H - 0.43 * r) - 1.72 * r (H + 0.33 * r)}$$

Als de afrondingsstralen van de hoeken en de bodemkanten niet gelijk zijn dan berekent men de diameter van de uitslag volgens :

$$D_0 = 1.13 * \sqrt{B^2 + 4 B (H - r_y + 0.57 r_b) - 4 r_y (0.43 H - 1.78 r_y) - 4 r_b (1.8 r_y + 0.11 r_b)}$$

Als laatste wordt de uitslag vermeld van rechthoekige produkten (zie figuur 2-6). De uitslag is ovaal met als lengte L van de lange zijde :

$$L = D_0 + (A - B)$$

waarin :

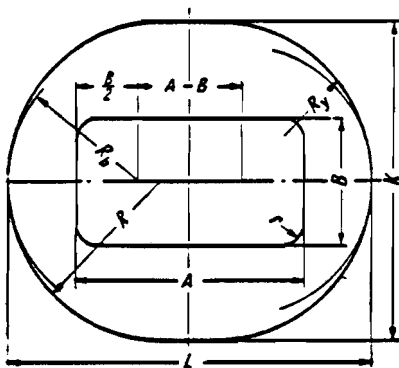
$D_0$  = diameter van de overeenkomstige halve vierkanten.

A-B = afstand tussen beide middelpunten van de cirkels.

De breedte K wordt berekend volgens :

$$K = \frac{D_0 (B - 2r) + [B + 2 (H - 0.43 r)] (A - B)}{A - 2r}$$

Bij gering verschil tussen A en B ( $A < 1.3 B$ ) en als  $H < 0.8 B$  kan de maat  $K = 2 * R_b$  worden aangenomen.



Figuur 2-6

### **2.2.3 Evaluatie van de beschreven blenkuitslagmethoden.**

Op de TUE zijn proeven genomen om te kijken welke blenkvorm het best aan de vooraf gestelde eisen voldeed. Er is onderzocht of men vooraf de produkthoogte kon bepalen afhankelijk van de blenkuitslag.

De proeven zijn genomen op een Erichson bank. De afmetingen van het stempel zijn 40 mm \* 40 mm, met een hoekafronding  $R = 10$  mm.

Bij de blenkuitslag volgens TNO bleek dat de vooraf opgegeven hoogte, de minimaal aanwezige hoogte in het produkt is. Het produkt vertoonde hierbij wel een grillige bovenrand. Deze blenkvorm is goed bruikbaar omdat met een nabewerking de gevraagde hoogte verkregen kan worden (alles boven de minimale hoogte moet verwijderd worden).

Nadeel van deze methode is dat het maken van de blenk behoorlijk arbeidsintensief is en dat pas bij het produceren van grote series, het rendabel is om een apart snijstempel te maken.

Er zijn ook proeven genomen met blenks volgens Romanovski. Uit figuur 2-3 volgt dat dit produkt in gebied IIc ligt. Er kan dus een ronde blenk gebruikt worden. Aan het getrokken bakje was te zien dat de vooraf opgegeven hoogte de maximale in het produkt aanwezige hoogte was (= hoogte van één van de oren).

Op de vooraf in de formule opgegeven hoogte moet dus een toeslag worden gegeven om na de nabewerking tot de uiteindelijke gewenste hoogte te kunnen komen.

De blenkuitslag methode leidt niet tot verder inzicht in het proces. Afhankelijk van de gewenste produktgeometrie wordt gekeken in hoeveel trekken het produkt moet worden gemaakt en wordt de uitslag van het produkt bepaald. Het bepalen van de bijbehorende dieptrekkracht geschiedt op grond van benaderingsformules zoals die in paragraaf 1.3 zijn beschreven. Het maken van de blenk is vaak een vrij arbeidsintensieve methode. Ook bij het maken van de uitslag wordt het een en ander benaderd. Het is dus een methode gebaseerd op praktijkbenaderingen.

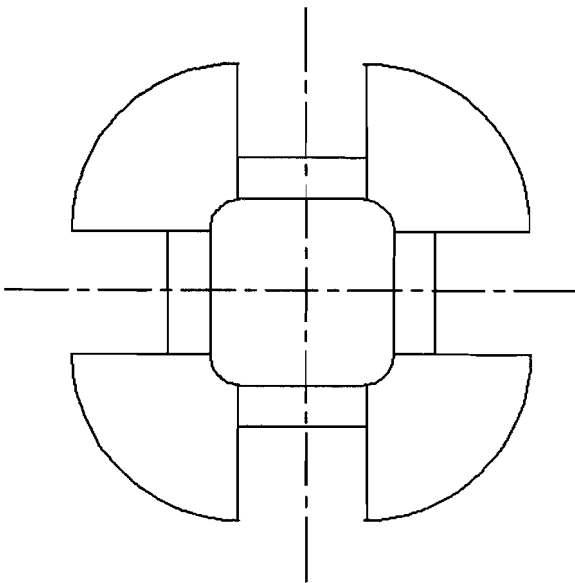
Deze methode is dus alleen geschikt voor vierkante of rechthoekige produkten. Voor produkten met andere dan rechte hoeken kan de uitslag niet met deze regels worden bepaald. Dit vraagt om weer andere benaderingsformules voor de uitslag.



## 2.3 Benadering d.m.v. een deelmodel.

Om de benodigde dieptrekkraft voor de vierkante bak te kunnen bepalen is deze opgedeeld in 4 striptrekzones en 4 dieptrekzones (zie figuur 2-7). Per zone is d.m.v. een benaderingsformule de in dat gedeelte voor deformatie benodigde kracht bepaald. Door het simpelweg optellen van de benodigde kracht voor de deelgebieden is nu een benadering gevonden voor de benodigde dieptrekkraft van het gehele produkt.

De verwachting vooraf is dat deze benadering hoger uitkomt dan de werkelijk benodigde kracht. Dit is te verklaren doordat in het deelmodel van de kwartcirkel het materiaal niet naar de 'zijkant' weg kan stromen zoals het in werkelijkheid bij het vierkant wel gebeurt (weg van de minste weerstand).



Figuur 2-7: Krachtenverdeling vierkant.

### 2.3.1 Krachtbepaling striptrekken.

De kracht is in dit gebied in drie delen opgesplitst :

#### 1. Buigkracht.

Dit is de bepaling van de kracht voor de dubbele buiging als de blenk over de matrijsradius wordt getrokken. Het is een arbeidsbenadering waarbij als eindresultaat wordt gevonden [6] :

$$F_{\text{buig}} = 4 * \frac{2}{\sqrt{3}} * \left( \frac{2}{\sqrt{3} * \rho} \right)^n * \frac{1}{n+2} * \frac{1}{\rho} * C * \frac{1}{2} t^{n+2} * L$$

## 2. Wrijving op de flens.

Aan beide zijden van de flens werkt een wrijvingskracht. Deze is het gevolg van de aangebrachte plooihouderkracht. Voor de wrijvingscoëfficiënt geldt de volgende formule :

$$\mu_f = \frac{F_w}{F_{pl}}$$

## 3. Wrijving op de radius.

Uit proeven die op de TU zijn genomen is de wrijvingscoëfficiënt voor verschillende plaatmaterialen gesmeerd met talk, finarol en platinol bekend. Bij deze proeven kwam ook naar voren dat de wrijvingscoëfficiënt varieert voor verschillende buigradii (er zijn proeven genomen met radii van 10, 8 en 6 mm). Voor de wrijvingskracht geldt nu :

$$F_{w, radius} = \mu_r * F_N$$

De normaalkracht wordt hierin bepaald volgens :

$$F_N = \frac{\pi}{2\sqrt{2}} * \sqrt{(F_{rem}^2 + F_{trek}^2) * \cos(45^\circ - \arctan(\frac{F_{rem}}{F_{trek}}))}$$

Het bepalen van de benodigde kracht voor de striptrekzone gaat nu als volgt :

$$F_{str} = F_{buig, tot} + F_{w flens, tot} + F_{w radius, tot}$$

Waarin :

$$F_{buig, tot} = F_{buig}$$

$$F_{w flens, tot} = 2 * F_{w flens} \quad (\text{wrijving aan boven en onderzijde van de flens})$$

$$F_{w radius, tot} = F_{w radius}$$

Omdat in de formule voor de normaalkracht op de radius, de stempelkracht als variabele zit, is het dus niet zondermeer mogelijk om deze laatste te berekenen. Door echter een benadering voor  $F_N$  te gebruiken is het wel mogelijk om een expliciete vergelijking voor  $F_{str}$  op te stellen. Deze vergelijking luidt :

$$F_{str} = \frac{F_p + \mu_r * \sqrt{F_{w flens}^2 (1 - \mu_r^2) + F_p^2}}{(1 - \mu_r^2)}$$

waarin :

$$F_p = F_{buig} + F_{w flens, tot}$$

### 2.3.2 Krachtbepaling dieptrekzone.

De bepaling van deze kracht is gebaseerd op een afleiding voor een rond produkt, opgesteld door Ramaekers. De totale dieptrekkraft wordt hier opgesplitst in 4 delen, te weten:

- $F_1$  : kracht benodigd voor het stuiken en rekken van de flens.
- $F_2$  : wrijvingskracht op de flens.
- $F_3$  : dubbele buiging.
- $F_4$  : wrijving rond de matrijsradius.

Voor de deelkrachten (dimensieloos geschreven) gelden de volgende vergelijkingen :

$$F_1^* = 1,1 * \sqrt{\frac{\beta_0}{\beta}} * [((\ln(\frac{\beta_0}{\beta}) + \epsilon_0)^{n-1}) * (1 - (\frac{1}{\beta})) + \ln\beta]$$

$$F_2^* = 0,55 * \sqrt{\frac{\beta_0}{\beta}} * \mu_{f1} * \frac{R_p}{s_0} * (\beta - 1) * \frac{p}{c}$$

$$F_3^* = [((\ln(\frac{\beta_0}{\beta}) + \epsilon_0)^{n-1}) * \frac{1}{\beta} + 1] * \frac{1}{\sqrt{3}} * \frac{\beta_0}{\beta} * (\frac{p_D}{s_0} + 0,5 * \sqrt{\frac{\beta_0}{\beta}})$$

$$F_4^* = \frac{\pi}{2} * \mu_r * (F_1^* + F_2^*)$$

Aangezien de krachten dimensieloos geschreven zijn kan de totale kracht voor een rond produkt bepaald worden volgens :

$$F_{st, rond} = (F_1^* + F_2^* + F_3^* + F_4^*) * 2 * \pi * R_p * s_0 * C$$

Deze kracht is gelijk aan de kracht benodigd voor het dieptrekken van de dieptrekzone in het model omdat de vier kwart hoeken samen een cirkel vormen.

### 2.3.3 Benadering voor de totale dieptrekkraft.

Door optelling van de benodigde dieptrekkraft voor de afzonderlijke zones kan nu de benadering van de kracht voor het dieptrekken van een vierkante bak gevonden worden.

$$F_{stempel} = 4 * F_{st} + F_{st, rond}$$

Deze kracht is de minimale kracht die nodig is voor het dieptrekken van een vierkant produkt.

Om deze benadering te controleren zijn proeven genomen. De resultaten zijn opmerkelijk, de berekende krachten liggen tussen de 0 en 14,5 procent hoger dan de gemeten krachten (zie hiervoor bijlage 1). Tevens blijkt uit de proeven dat de maximale kracht bereikt wordt voordat het produkt voor 1/3 deel diepgetrokken is.

#### **2.3.4 Evaluatie.**

De berekende resultaten liggen vrij dicht bij de werkelijkheid. Op zich is dit niet zo verrassend omdat het afschatten van de benodigde kracht vrij eenvoudig is. Toch wordt in dit model aan een aantal essentiële zaken voorbij gegaan (overgangsgebied, versteviging, enz.). Nu kan het echter zo zijn dat door de grove modellering enkele zaken tegen elkaar wegvallen. Het niet modelleren van versteviging zou in dit geval, het hoger uitkomen van het vermogen door het weglaten van het overgangsgebied, kunnen compenseren. Andere factoren kunnen ook een rol spelen. Dit is echter niet met zekerheid te zeggen omdat er geen duidelijkheid is over de invloed van de verschillende factoren op het verloop van het proces.

Deze modelleringsmethode omzeilt een aantal vragen zonder ze op te lossen. Een verklaring voor optredende verschijnselen wordt dus niet gegeven. Tevens is deze methode alleen geverifieerd voor één soort blenk. Resultaten in het geval dat er ronde of vierkante blenks werden gebruikt zijn niet bekend.

Vooralsnog leidt deze benadering echter tot bevredigende uitkomsten. Voor de hier gebruikte blenks wordt tot een goede benadering voor de dieptrekkracht gekomen.

## 2.4 Modelleringen volgens het bovengrenstheorema.

### 2.4.1 Beschrijving van het bovengrenstheorema.

Het bovengrenstheorema geeft een beschrijving van het dieptrekproces door het toepassen van snelheidsvelden. De grote vrijheid in het kiezen van de snelheidsvelden biedt de mogelijkheid tot geschikte modellering.

Het te analyseren deel van het produkt wordt opgedeeld in een aantal 'gebieden'. Deze gebieden worden van elkaar gescheiden door discontinuïteitsvlakken. Per gebied wordt nu een geschikt snelheidsveld gekozen.

Uit deze snelheidsvelden kunnen de reksnelheden worden bepaald. Met behulp van deze reksnelheden kan de effectieve reksnelheid worden bepaald. Hieruit is dan het benodigde deformatievermogen te berekenen.

In formulevorm ziet het bovengrenstheorema er als volgt uit :

$$P_m = P_D + P_\Gamma + P_{Fr} + P_t$$

Met :  $P_m \geq P$

Deze laatste formulering wil zeggen dat het berekende vermogen groter is dan het benodigde deformatievermogen. Dit komt doordat in werkelijkheid het materiaal de weg van de minste weerstand kiest, hetgeen impliceert dat het bijbehorende deformatievermogen het laagst is.

De componenten uit bovenstaande formule hebben de volgende betekenis :

-  $P_D$  : Het inwendig in de diverse gebieden gedissipeerde vermogen.

$$P_D = \int_V \sigma_F * \dot{\epsilon} dV$$

-  $P_\Gamma$  : Het over de discontinuïteitsvlakken gedissipeerde vermogen.

$$P_\Gamma = \frac{1}{\sqrt{3}} * \int_\Gamma \sigma_F * |\Delta \dot{U}| d\Gamma$$

-  $P_{Fr}$  : Het t.g.v. wrijving gedissipeerde vermogen.

$$P_{Fr} = \frac{m}{\sqrt{3}} * \int_S \sigma_F * |\dot{u}_t| dS$$

- $P_t$ : Het vermogen verricht t.p.v. de vlakken waar de spanningen zijn voorgeschreven.

$$P_t = - \int_S t_i * \dot{u}_i dS$$

Het resultaat van modelleringen d.m.v. het bovengrenstheorema is een aantal vergelijkingen (voor de reksnelheden, effectieve reksnelheid, etc.) die in het merendeel van de gevallen numeriek opgelost moeten worden. Hiertoe wordt dan een programma in Turbo Pascal geschreven. Een groot voordeel is dus dat deze programma's op een 'gewone' PC gedraaid kunnen worden en dat er geen grote workstations nodig zijn zoals bij eindige elementen berekeningen. In het algemeen betekent dit ook een tijdwinst.

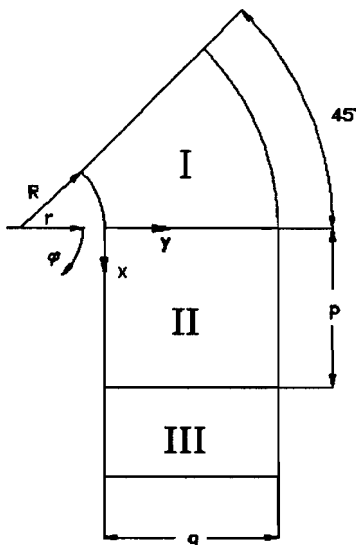
In het geval van modelleringen van een vierkante bak hebben we te maken met een probleem waarbij een drie dimensionale materiaalstroming optreedt. Dit maakt het numeriek oplossen aanzienlijk moeilijker indien er versteviging wordt meegenomen in het model.

Bij de keuze uit meerdere modelleringen voor een bepaald proces geldt nu dat het model waarvoor  $P_m$  minimaal is, het beste is.  $P_m$  is immers een bovengrens voor het benodigde vermogen.

### 2.4.2 Modellering 1.

Dit is de modellering zoals die door Heuvelmans [4] is opgezet voor zijn afstuderen aan de HTS Eindhoven. In mei '91 werd deze opdracht afgerond.

Het te onderzoeken deel van de flens werd op de volgende manier onderverdeeld in zones :



Figuur 2-7: Gebiedsindeling model 1.

In dit model wordt gebied I niet gezien als een rotatiesymmetrisch dieptrekgedeelte. Ter vereenvoudiging van het rekenwerk is gebruik gemaakt van verschillende coördinatensystemen voor gebied I en de gebieden II en III.

## Het snelheidsmodel.

De volgende aannames zijn gedaan bij de modellering :

- Ideaal plastisch materiaal.
- Geen dubbele buiging.
- Wrijvingsloos.
- Verwaarlozing van de afschuiving,

$$\dot{\epsilon}_{12} = \dot{\epsilon}_{13} = \dot{\epsilon}_{23} = 0$$

- Vrijheidsgraden  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$ .

Hieronder volgt de beschrijving van het model per gebied.

### Gebied I.

Voor de  $\dot{u}_\varphi$  geldt :  $\dot{u}_\varphi (r=R) = 0$  en  $\dot{u}_\varphi (\varphi=0) = 0$  ,

hieruit volgt  $\dot{u}_\varphi = \alpha * \varphi * (r-R)$  .

Voor de  $\dot{u}_z$  geldt het volgende :  $\frac{\delta \dot{u}_z}{\delta z} = \beta$  en  $\dot{u}_z (z=0) = 0$  , hieruit volgt

$$\dot{u}_z = \beta * z .$$

Door toepassing van volumeïnvariantie en het gebruik van randvoorwaarden kan nu voor  $\dot{u}_r$  gevonden worden :

$$\dot{u}_r = -\alpha * \left( \frac{r}{2} - R \right) - \beta * \frac{r}{2} - \left( u_0 * R + \frac{R^2}{2} * (\alpha - \beta) \right) * \frac{1}{r} .$$

Uit de snelheidsvelden kunnen nu de reksnelheden en de effectieve reksnelheid berekend worden waarna het deformatievermogen volgens onderstaande formule bepaald kan worden :

$$P_D = \sigma_f * \int_r \int_\varphi \dot{\epsilon} * r * s * dr * d\varphi$$

$\dot{\epsilon}$  bezit twee vrijheidsgraden waarnaar  $P_{tot}$  geoptimaliseerd moet worden.

### Gebied II.

Met gebruikmaking van de randvoorwaarden  $\dot{u}_x (x=0) = \alpha * \frac{\Pi}{4} * (r-R)$  ,

$\dot{u}_x (y=0) = 0$  en  $\dot{u}_x (x=p) = 0$  wordt voor  $\dot{u}_x$  gevonden :

$$\dot{u}_x = \left( 1 - \frac{1}{\gamma * q} * x \right) * \alpha * \frac{\Pi}{4} * y \quad \text{met} \quad \gamma = \frac{p}{q} .$$

Verder geldt  $\dot{u}_z(x=0) = \beta$  en  $\dot{u}_z(x=p) = 0$  dus  $\dot{u}_z = (\beta - \frac{\beta}{\gamma * q} * x) * z$ . Hier-

uit volgt dan dat  $\dot{u}_y = \frac{\alpha * \Pi}{\gamma * q * 8} * y^2 + (\frac{\beta}{\gamma * q} * x - \beta) * y - u_0$ .

Voor het deformatievermogen geldt nu :

$$P_D = \sigma_f * \int_x \int_y \dot{\epsilon} * s * dx * dy$$

In deze formule bezit  $\dot{\epsilon}$  drie vrijheidsgraden waarnaar  $P_{tot}$  geoptimaliseerd moet worden.

### Gebied III.

In dit model is dit gebied een striptrekgebied, hierdoor geldt voor het deformatievermogen  $P_D = 0$ .

### Discontinuïteitsvlak.

Tussen gebied I en II bevindt zich een discontinuïteitsvlak. Voor het op dit vlak gedissipeerde vermogen geldt :

$$P_\Gamma = \frac{\sigma_f}{\sqrt{3}} * \int |\Delta \dot{u}_t| * s * dx$$

Nadat deze afzonderlijke vermogens berekend zijn moet het totale vermogen bepaald worden.

$$P_{tot} = P_{DI} + P_{DII} + P_\Gamma$$

Nu moet het totale vermogen nog geoptimaliseerd worden naar de vrije parameters om zodoende het minimaal benodigde vermogen te bepalen. De optimalisering is bij dit model niet numeriek uitgevoerd. De waarde van  $\gamma$  is op 1 gehouden waarna de andere vrijheidsgraden gevarieerd worden om zodoende het minimale vermogen te bepalen. Vervolgens wordt ook  $\gamma$  gevarieerd. Uiteindelijk zijn er dus waarden voor de vrijheidsgraden gevonden waarbij het totale benodigde vermogen minimaal is.

Bij verandering van de flensbreedte bleek dat de waarden van de vrije parameters veranderd moesten worden om opnieuw het minimale vermogen te verkrijgen. Door voor verschillende dieptrekverhoudingen het minimaal benodigde vermogen te bepalen werden relaties gevonden tussen dieptrekverhouding en vrijheidsgraden. Deze luiden als volgt:

$$\beta_0 = \frac{\text{radius} * \text{flensbreedte}}{\text{radius}} \quad \text{voor de dieptrekverhouding.}$$



$$\alpha = 0.0325 * e^{-0.424 * \beta_0}$$

$$\beta = 0.1675 * e^{-1.927 * \beta_0}$$

$$\gamma = 0.25$$

Het is verder niet onderzocht of de vrijheidsgraden van andere parameters afhankelijk zijn.

#### **Vergelijking van vierkant en rotatiesymmetrisch dieptrekken.**

Tenslotte is in het hier beschreven rapport een vergelijking tussen rond en vierkant dieptrekken gemaakt.

#### **Vergelijking m.b.t. het deformatievermogen.**

Bij vergelijking van het deformatievermogen van 1/8 e deel van een rotatiesymmetrisch cupje met gebied I van het vierkant zou het deformatievermogen van het rotatiesymmetrisch produkt hoger uit moeten komen. Dit is te verklaren uit het feit dat het materiaal de weg van de minste weerstand kiest. Zou het deformatievermogen voor het vierkante produkt hoger zijn dan zou de materiaalstroom de richting van het rotatiesymmetrisch proces op lopen.

Bovenstaande bewering is gecontroleerd d.m.v. een berekening. Uit de berekening bleek dat de bewering juist is en dat de kracht +/- 25% hoger ligt.

#### **Vergelijking m.b.t. de maximale dieptrekverhouding.**

Door voor beide gevallen afzonderlijk de benodigde en de maximaal toelaatbare kracht te berekenen, en deze aan elkaar gelijk te stellen is de maximale dieptrekverhouding te berekenen.

Voor ronde produkten leverde dat  $\beta_{0,max} = 2.86$  en voor vierkante produkten  $\beta_{0,max} = 4.05$ , uitgaande van de veronderstelling dat de benodigde kracht voor vierkant 25% lager ligt.

Vergelijking van deze dieptrekverhoudingen laat zien dat voor een vierkante bak mindert snel hoeft te worden overgegaan tot volgtrekken. De bovenstaande benadering is niet helemaal correct omdat de hoogste spanning in de wand in het midden van de radius optreedt en niet gelijk verdeeld is over de omtrek.

#### **Vergelijking van de defects.**

In het rapport wordt gesteld dat uit de praktijk blijkt dat bij het vierkant overeenkomstige defects optreden. Als voorbeeld worden genoemd :

- Bij rotatiesymmetrisch dieptrekken scheurt de bodem van het potje net na de bodumradius. Van het vierkant wordt vermeld dat de scheur ook begint net na de bodemradius maar dat de bodem niet uitscheurt doch zich voortplant onder een hoek van 45° naar boven.

- Het ontstaan van plooiën over de gehele omtrek van de flens bij rotatiesymmetrische produkten en het ontstaan van plooiën op het rechte deel van de flens bij vierkant. Dit is als volgt te verklaren : Doordat in de hoeken van het vierkant materiaalverdikking optreedt, zal de plooihouderdruk zich daar concentreren, hierdoor treedt plooivorming op in het rechte stuk.

Als laatste wordt het verschijnsel vermeld dat bij vierkant dieptrekken, indien men een te grote matrijsradius gebruikt, de rechte delen van de flens zelf een kleinere radius gaan volgen.

Als verklaring hiervoor wordt gegeven dat door het niet aanliggen van de plooihouder het materiaal gemakkelijker naar binnen wordt geduwd door de tangentele krachten in de hoeken. Zo zou dan een grotere materiaalstroomsnelheid naar binnen kunnen worden gecreëerd dan de eigenlijke stempelsnelheid.

### 2.4.3 Evaluatie van modellering 1.

In het laatste hoofdstuk van het rapport worden een aantal resultaten besproken en conclusies getrokken. Dit wordt in deze paragraaf besproken.

Allereerst word vermeld dat het om een opstart onderzoek gaat. Dit is inderdaad het geval. Dit was een eerste onderzoek naar een bovengrensmoedellering voor vierkante produkten. Dit houdt in dat het een aanzet tot verdere moedellering is en derhalve niet volledig.

Een eerste tekortkoming van de moedellering is dat er geen rekening is gehouden met het optreden van afschuiving in gebied I en II. Hier blijft men in gebreke, omdat met name gebied II een overgangsgebied is waar we juist geïnteresseerd zijn in deze afschuiving. Niet alleen om tot een beter inzicht in het procesverloop te komen maar ook omdat deze afschuiving toch een belangrijke rol speelt in het deformatievermogen voor dit gebied. Bij een vervolg op dit onderzoek zal dit meegenomen dienen te worden.

Als resultaten wordt het volgende gemeld :

- \* Het benodigde deformatievermogen voor gebied I ligt lager dan het benodigde deformatievermogen voor een vergelijkbaar deel van een rotatiesymmetrisch produkt.
- \* De maximale dieptrekverhouding voor het radiusgebied ligt hoger bij het vierkant vanwege de lagere benodigde dieptrekkkracht.
- \* De defects die optreden bij het vierkant zijn vrijwel identiek aan die bij rotatiesymmetrische produkten. Groot verschil is echter dat bij vierkant de defects plaatselijk optreden en bij rotatiesymmetrische produkten gelijk in tangentele richting verdeeld is.

Een opmerking die in het rapport zelf al wordt gemaakt is dat de berekeningen helaas niet door experimenten geverifieerd konden worden.

Dit is natuurlijk een vrij groot bezwaar omdat de resultaten nergens aan getoetst kunnen worden. Mede omdat er in de literatuur vrij weinig te vinden is

over datgene wat is onderzocht is het trekken van conclusies uit de resultaten een twijfelachtige zaak. De resultaten zullen dus wel degelijk vergeleken moeten worden met experimenten alvorens verdere stappen worden genomen.

Ondanks het bovenstaande worden toch enkele conclusies gedeponereerd. Zo wordt m.b.t. de vorm van de blenkuitslag gezegd dat deze voor de praktijk niet echt relevant is. Dit omdat de ideale blenkvorm vaak zeer bewerkelijk is en dus te kostbaar om toe te passen. Vaak wordt in de praktijk volstaan met het gebruiken van een zwaardere pers en een vierkante blenk met afgeknipte hoeken.

Deze conclusie is niet geheel te rechtvaardigen. Doel van de modellering was immers om meer inzicht te krijgen in het proces om zo met name meer over de verschillende in de praktijk gebruikte blenkvormen te kunnen zeggen. Aan het werkelijk onderzoeken van verschillende vormen en zodoende bijbehorende kracht-weg krommen te bepalen is men niet toegekomen. Uit dit onderzoek is dus nog steeds niet duidelijk welke van de eenvoudige blenkvormen (rond, vierkant, achthoekig) het minste deformatievermogen vragen. De gestelde conclusie is gewoonweg herhalen wat al bekend (en verder nooit uitgezocht) was.

Tenslotte worden nog enkele aanbevelingen gedaan ten behoeve van een voortzetting van het onderzoek.

- \* Als eerste wordt vermeld dat, omdat nu de vermogens berekend kunnen worden, het mogelijk is om de bijbehorende spanningen en rekken te bepalen. Als nadeel wordt wel vermeld dat dit een vrij complexe berekening wordt en dus veel tijd gaat kosten.  
Het nut van deze mogelijkheid staat ter discussie. Als immers door middel van het toepassen van een faalcriterium al duidelijk is in welke gevallen een produkt diepgetrokken kan worden of niet, dan is voor de praktijk al meer dan genoeg bekend. Het is inderdaad een optie die mogelijk is, maar die waarschijnlijk teveel rekentijd etc. vergt.
- \* Ten tweede wordt voorgesteld om de dubbele buiging over de matrijsradius in het model mee te nemen. Dit is een redelijke suggestie omdat, voorzover nu bekend is, deze dubbele buiging een aanzienlijk effect heeft op de vloeispanning en dus op het deformatie vermogen.
- \* Als laatste wordt aanbevolen om veel proeven te doen om zodoende tot een duidelijker inzicht met betrekking tot de bruikbaarheid van het model te komen. Dit is al eerder opgemerkt en moet ook zo spoedig mogelijk gebeuren om tot een beter inzicht in de materiaalstroming te komen.

Naar aanleiding van dit rapport kan de volgende 'over-all' aanbeveling gedaan worden :

Als blijkt (uit experimenten, literatuur, etc.) dat de gebruikte modellering tekort schiet, dan moet deze aangepast worden. In dit aangepaste model moet zeker

het optreden van afschuiving in de gebieden I en II meegenomen dienen te worden. Tevens dient aandacht te worden besteed aan het meenemen van versteving die in dit model achterwege is gelaten. Het optreden van dubbele buiging kan in eerste instantie beter buiten beschouwing gelaten worden omdat dit een aanzienlijke complicatie in de modellering meebrengt.

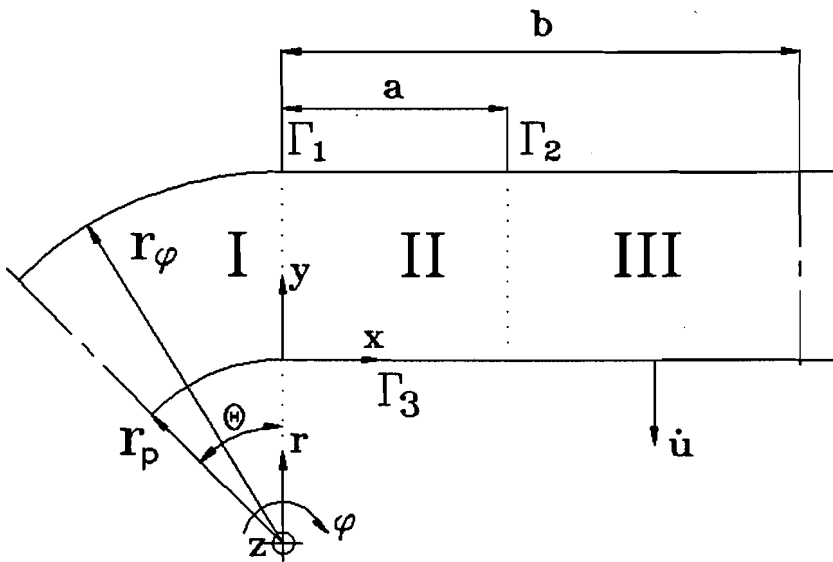
Deze vernieuwde modellering moet nadrukkelijk experimenteel geverifieerd worden. Blijkt uit deze verificatie dat dit model niet voldoet dan zal bekeken moeten worden of het meenemen van de dubbele buiging dit kan veranderen.

Het veranderen van de modellering is inmiddels geschied. Dit is uitgevoerd door van Iersel [5]. Hij was als medewerker van de vakgroep omvormtechnologie aan de T.U.E. verbonden. Tijdens dit dienstverband heeft hij een nieuwe modellering opgezet en daarbij een Turbo Pascal programma geschreven voor het oplossen van het stelsel vergelijkingen. Dit aangepaste model wordt in het volgende hoofdstuk besproken.

### 2.4.4 Modelling 2.

Ook in dit model is weer de helft van de produkthoek beschouwd. Om het vermogen voor het dieptrekken van het vierkante produkt te verkrijgen, dient het berekende vermogen met 8 vermenigvuldigd te worden.

De flens van de produkthoek is in drie delen opgesplitst. Gebied I is het gebied rond de radius van de stempelhoek waar het materiaal radiaal naar binnen stroomt en axiaal een snelheid heeft die van het symmetrievlak af is gericht. Gebied II is het overgangsgebied, het materiaal heeft hier een snelheid in x-richting en een negatieve snelheid in y-richting die niet gelijk is aan de stempelsnelheid. In gebied III is de snelheid in x-richting gelijk aan nul en is de snelheid in y-richting gelijk aan de stempelsnelheid. Dit is in feite een striptrekgebied.



Figuur 2-8: De flens van een halve produkthoek.

Ter volledigheid, in de figuur zijn niet aangegeven :

- $c_1$  : breedte van de flens over het  $\Gamma_1$ -vlak
- $c_2$  : breedte van de flens over het  $\Gamma_2$ -vlak
- $s_1$  : dikte van de flens over het  $\Gamma_1$ -vlak en van gebied I
- $s_2$  : dikte van de flens over het  $\Gamma_2$ -vlak
- $s_0$  : initiële plaatdikte
- $s$  : plaatselijke plaatdikte

## Het snelheidsmodel.

### Gebied I.

In gebied I kan voor de snelheidsvelden worden afgeleid :

$$\dot{u}_\varphi = \alpha \varphi^\lambda \left(1 - \frac{r}{r_\rho}\right) \dot{u}$$

$$\dot{u}_z = \beta \frac{z}{s_0} \dot{u}$$

$$\dot{u}_r \neq \dot{u}_r(z)$$

Hieruit kan voor de effectieve reksnelheid worden afgeleid :

$$\dot{\epsilon}_I = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\dot{\epsilon}_r^2 + \dot{\epsilon}_z^2 + \dot{\epsilon}_r \dot{\epsilon}_z + \dot{\epsilon}_{r\varphi}^2}$$

### Gebied II.

Hier geldt voor de snelheidsvelden:

$$\dot{u}_z = \beta \left(1 - \frac{x}{a}\right) \frac{z}{s_0} \dot{u}$$

$$\dot{u}_x \neq \dot{u}_x(z)$$

$$\dot{u}_y = (A + Bx + Cy + Dxy + Exy^2 + Fx^2y) \dot{u}$$

Voor de effectieve reksnelheid geldt nu :

$$\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}(\dot{\epsilon}_x^2 + \dot{\epsilon}_y^2 + \dot{\epsilon}_z^2) + \frac{4}{3}(\dot{\epsilon}_{xy}^2 + \dot{\epsilon}_{xz}^2)}$$

### Gebied III.

Omdat we hier te maken hebben met een striptrekgebied geldt hier :

$$\dot{u}_z = \dot{u}_x = 0$$

$$\dot{u}_y = -\dot{u}$$

In bovengenoemde formules zijn  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $a$  en  $\lambda$  vrije parameters.

Voor de vermogenstermen kan nu het volgende worden afgeleid:

$$P_{D_I} = \sigma_f \int_{r_\rho}^{r_\rho} \int_0^\theta \bar{\epsilon}_T s_I r d\varphi dr$$

$$P_{D_{II}} = \sigma_f \int_0^a \int_0^{c_{\max}} \frac{1}{2} \left( \frac{M}{\sqrt{N}} \operatorname{Ln} \left( \frac{\sqrt{M + Ns^2} + s\sqrt{N}}{\sqrt{M}} \right) + s\sqrt{M + Ns^2} \right) dx dy$$

waarin

$$M = \frac{2}{3} (\dot{\epsilon}_x^2 + \dot{\epsilon}_y^2 + \dot{\epsilon}_z^2) + \frac{4}{3} \dot{\epsilon}_{xy}^2$$

en

$$N = \frac{\frac{4}{3} \epsilon_{xz}^2}{z^2} = \frac{1}{3} \frac{\beta^2 \dot{u}^2}{a^2 s_0^2}$$

$$P_{\Gamma_1} = \frac{\sigma_f}{\sqrt{3}} \int_0^{c_1} |\dot{u}_{r_I}(\varphi = \theta, r = r_\rho + y) - \dot{u}_{y_{II}}(x=0)| s_1 dy$$

$$P_{\Gamma_2} = \frac{\sigma_f}{\sqrt{3}} \int_0^{c_2} |\dot{u}_{y_{II}}(x=a) + \dot{u}| s_2 dy$$

$$P_{\Gamma_3} = \frac{\sigma_f}{\sqrt{3}} \int_0^{c_2} |\dot{u}_{x_{II}}(y=0)| s dx$$

$$P_m = P_{D_I} + P_{D_{II}} + P_{\Gamma_1} + P_{\Gamma_2} + P_{\Gamma_3}$$

In het bovenstaande model is versterking ingebouwd, door af te stappen van de bij de bovengrensmethode gebruikelijke aanname dat het materiaal ideaal plastisch is. De formule die in dit geval gebruikelijk is [1] bleek voor dit model niet altijd oplosbaar. In het model is daarom de formule voor het afschuifvermogen bij ideaal plastisch materiaal toegepast.

$$P_{\Gamma} = \frac{1}{\sqrt{3}} \int_{\Gamma} \sigma_f * |\Delta \dot{u}_i| d\Gamma$$

In deze formule is  $\sigma_f$  echter geen constante maar een variabele. In de formules voor het deformatievermogen in de verschillende gebieden is  $\sigma_f$  ook een variabele.

Voor het oplossen van het hierboven beschreven model is een programma in Turbo-Pascal geschreven. Dit werkt als volgt :

Er wordt begonnen met het invoeren van de materiaal en gereedschapsgegevens. Tevens moet de initiële contour van de blenk worden opgegeven. Bij dit programma kan hiervoor gekozen worden uit een ronde blenk, een vierkante blenk, een achthoekige blenk en een blenk met afgeknipte hoeken.

Om de materiaalverplaatsing bij te houden wordt vervolgens een mesh over de blenk gelegd.

Het totale procesvermogen wordt berekend en geoptimaliseerd naar de vrije parameters  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $a$  en  $\gamma$ . Als deze parameters bekend zijn kunnen vervolgens met de opgegeven stempelsnelheid en het opgegeven tijdsinterval de verplaatsingen van de verschillende rasterpunten bepaald worden. Nu kan ook de effectieve rek op die punten berekend worden waardoor ook de versterking bepaald kan worden.

Daar de verplaatsingen van de meshpunten nu bekend zijn is het mogelijk om de nieuwe flenscontour te bepalen. Tevens kan de effectieve rek op een willekeurige plaats in de flens bepaald worden. Vanuit deze nieuwe situatie wordt het vermogen opnieuw geoptimaliseerd naar de vrije parameters. Deze cyclus wordt herhaald totdat de gewenste hoogte van het produkt is bereikt.

#### 2.4.5 Resultaten van berekeningen.

Met behulp van het programma zijn twee produkten doorgerekend. De specificaties staan hieronder vermeld.

blenkmetaal: AISI 304 RVS

blenk afmetingen: 110 mm × 110 mm ( $\beta_0 = 2,77$ )

70 mm × 70 mm ( $\beta_0 = 1,77$ )

C: 1514 N/mm<sup>2</sup>

n: 0.43

initiële plaatdikte: 0.76 mm

vierkante stempel: 40 mm × 40 mm

hoekafroning stempel: 5 mm

voordeformatie: 0.001

maximale stempelweg: 25 mm



stempelsnelheid: 1 mm/sec

Als eerste wordt hier de berekening met een  $\beta_0$  van 2,77 besproken. De bijbehorende grafieken zijn te vinden in bijlage II.

Het grillige verloop van de  $P^*$ -u kromme valt gelijk op. Het stuk tussen  $u = 11$  mm en  $u = 18$  mm verloopt echter wel gelijkmatig. De simulatie is in dit stuk het beste verlopen. Bevredigend is dit echter niet daar bij vergelijking met waarden uit de literatuur de kromme veel te hoog ligt. Tevens is de afwijking van de overige punten tot dit vloeiende stuk veel te groot.

Als de figuren II-2. t/m II-5. bekeken worden, kan geconcludeerd worden dat de vrije parameters naar een vaste waarde neigen.

Bij het bekijken van figuur II-6. valt op dat de oortvorming volgens de simulatie wel erg extreem is.

Vervolgens is het proces doorgerekend met een kleinere blenk ( $\beta_0 = 1,77$ ). De bijbehorende grafieken staan in bijlage III.

Ook nu valt het grillige verloop van de  $P^*$ -u grafiek weer op. Tevens blijkt ook hier dat dit vrijwel uitsluitend wordt veroorzaakt door het grillige verloop van  $P_{D,1}$ . Ook hier blijkt als er een vloeiende lijn door de punten wordt getrokken dat deze te hoog ligt in vergelijking met de literatuur [8] (ongeveer een factor 2).

De waarden van de vrije parameters neigen nu niet zo duidelijk als bij het vorige geval naar een vaste waarde.

In figuur III-6. is een vergelijking gegeven van de flenscontour volgens dit model en volgens E.E.M. berekeningen. Hierbij valt op dat volgens de E.E.M. er geen striptrekgebied is waardoor de flens minder snel naar binnen zal lopen dan bij de bovengrensmethode.

#### 2.4.6 Evaluatie van modellering 2.

Zoals al vermeld zijn er twee gevallen doorgerekend. Opvallend hierbij was dat de rekentijd erg groot was (soms meer dan 48 uur). Op grond hiervan en op grond van het niet overeenkomen met de werkelijkheid van de  $P^*$ -u grafieken is de optimalisatie en de vermogensintegratie gecontroleerd.

Controle op de optimalisatie.

Voor de vrije parameters zijn waarden ingevuld waarnaar geneigd werd bij berekeningen met optimalisatie ( $\beta_0 = 2,77$ ). Deze waarden zijn :

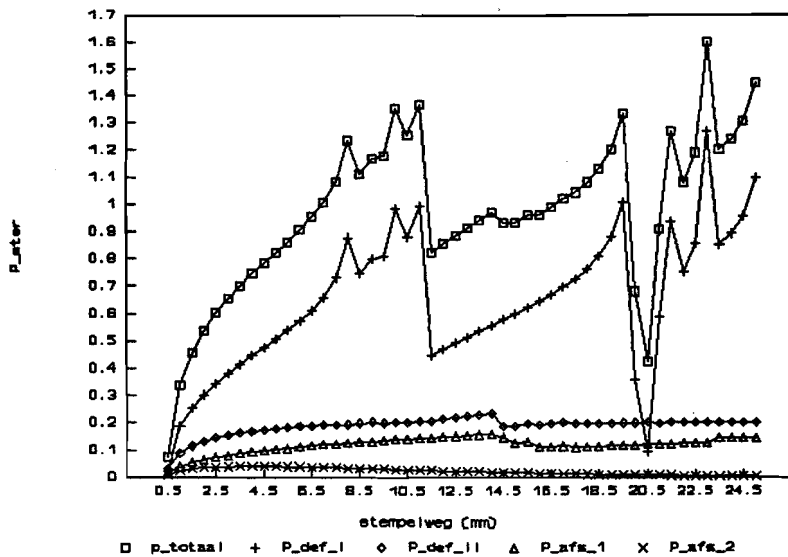
$$\alpha = -0.0658$$

$$\beta = 0.0001$$

$$a = 15 \text{ mm}$$

$$\lambda = 1$$

Met deze waarden is dus opnieuw het proces doorgerekend met een  $\beta_0 = 2,77$ , maar dan zonder optimalisatie. In figuur 2-9 zijn hiervan de resultaten te zien.



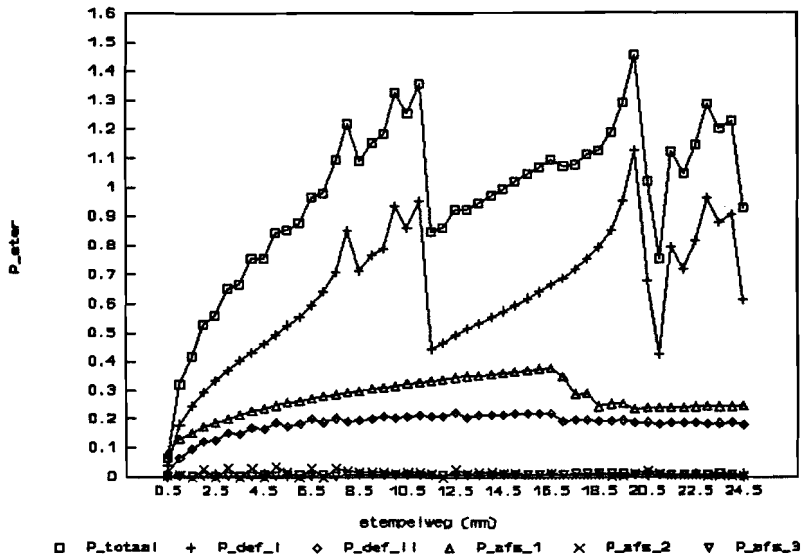
Figuur 2-9. P\*-u kromme

Weer valt het grillige verloop op. Ook hier is dit te wijten aan het verloop van  $P_{D,I}$ . Tevens is uit de vergelijking met figuur II-2. te zien dat het totale vermogen bij optimalisatie in het eerste deel hoger ligt dan in het geval dat er geen optimalisatie wordt uitgevoerd.

#### Controle op de vermogensintegratie.

Het berekenen van de vermogenstermen kan worden uitgevoerd met routines die integreren volgens de trapeziumregel of volgens de Simpsonregel. De berekeningen van het eerste proces ( $\beta_0 = 2,77$ ) zijn uitgevoerd met integratie volgens de trapeziumregel. Ter controle is de berekening ook uitgevoerd met behulp van de integratie volgens Simpson. Bij deze controle liep de berekening echter vast omdat de gevraagde nauwkeurigheid niet kon worden bereikt.

Vervolgens is opnieuw een berekening opgestart waarbij de integratie van de deformatievermogens ging volgens de trapeziumregel en de integratie van de afschuifvermogens volgens Simpson. De nauwkeurigheden zijn hierbij wel veranderd t.o.v. vorige berekeningen. De resulterende P\*-u kromme is te zien in figuur 2-10.



Figuur 2-10.  $P^*$ -u kromme.

Bij vergelijking van deze kromme met figuur II-1. valt op dat het totale vermogen lager ligt. Tevens valt het grillige verloop, veroorzaakt door  $P_{D,I}$ , weer op.

Aan de hand van bovenstaande controles kunnen enkele conclusies worden getrokken. Zo kan zonder meer worden gesteld dat de optimalisatie niet goed verloopt. Dit kan worden veroorzaakt door numerieke instabiliteit van de te integreren vermogenstermen of door het niet geschikt zijn van de routine MINIFUN voor dit probleem.

Tevens verloopt de integratie van het deformatievermogen in gebied I, verantwoordelijk voor het grillige verloop van de  $P^*$ -u grafiek, niet goed. Het zou kunnen zijn dat de vereiste nauwkeurigheid niet kan worden bereikt.

Toch komt de berekende flenscontour redelijk overeen met de werkelijkheid. De verwachting dat bij aanpassing van de integratie- en optimalisatieroutine de resultaten beter worden is hierdoor te rechtvaardigen.

### **3. EINDIGE ELEMENTEN MODELLERING.**

Sinds kort, wordt op de TUE ook gewerkt aan een eindige elementen modellering van het vierkant. Dit gebeurt met behulp van het pakket ABAQUS. Dit is een eindige elementen pakket voor algemene doeleinden. Standaard kan dit pakket een 2-D situatie aan. Voor het vierkant is het echter noodzakelijk om in 3-D te werken. Dit zit niet in het pakket en moet zelf gedefinieerd worden. Dit geeft de volgende problemen :

- \* De gereedschapsgeometrie moet gemodelleerd worden in FORTRAN.
- \* De contactsituatie moet gemodelleerd worden.

Op dit moment is de stand van zaken dat de geometrie van de basisvormen gedefinieerd is. Deze zijn; vlak, bol, cilinder en torus waardoor nu de gewenste (3-D) begrenzing van vlakken opgegeven kan worden. Het werken aan ABAQUS ondervindt nu enige vertraging doordat ABAQUS enige tijd 'plat' ligt. De verwachting is, dat als ABAQUS draait, er binnen één a twee maanden berekeningen kunnen worden gestart.

#### **4. CONCLUSIE.**

Het onderzoek naar het vierkant dieptrekken concentreert zich op de bovengrensmoellering. Het onderzoek naar de blenkuitslagmethode en de deelmodelberekening is feitelijk afgerond. Bij beiden worden bevredigende resultaten gevonden. Toch zijn deze methoden maar op beperkte schaal toepasbaar. Zij gelden alleen binnen de opgegeven randvoorwaarden. Bij beide methoden kan alleen voor één bepaald soort blenk de bijbehorende dieptrekkracht voor één bepaald produkt berekend worden.

Een bevredigend werkende bovengrensmoellering zou een bredere toepassing hebben. Voor diverse afmetingen van produkten kan dan voor diverse blenkvormen bepaald worden wat de bijbehorende dieptrekkracht is. Zover is het echter nog niet.

Met betrekking tot de moellering kan gezegd worden dat deze, na de aanpassingen door van Iersel [5], op de juiste wijze de deformatie van de flens beschrijft. Het is onwaarschijnlijk dat deze nog verbeterd kan worden. Er zijn hierop echter nog wel aanvullingen mogelijk. Zo kan in de moellering nog de wrijving tussen flens en gereedschap (plooihouder en matrijs) en het gebruik van trekdrempels meegenomen worden. In een later stadium moet dit zeker gedaan worden. In de praktijk worden immers, bij grotere afmetingen van het produkt, altijd trekdrempels toegepast en de wrijving is een immer optredend verschijnsel. Allereerst is het echter belangrijk dat de numerieke verwerking van de huidige moellering goed verloopt.

Zoals beschreven in paragraaf 2.3.6 treden bij de numerieke verwerking problemen op met betrekking tot de optimalisatie en de vermogensintegratie. In genoemde paragraaf is ook beschreven waar dit aan kan liggen. Om tot een oplossing van de problemen te komen kan het volgende aanbevolen worden :

\* Er zal een functie onderzoek verricht moeten worden met betrekking tot de stabiliteit van de vermogenstermen ten behoeve van de optimalisatie. Uit dit onderzoek wordt informatie verkregen over het verloop van de verschillende termen zodat de geschikte optimalisatie routine bepaald kan worden.

\* Er moet onderzocht worden of de optimalisatie routine MINFUN wel geschikt is voor het optimaliseren van dit probleem. Als dit niet het geval is moet een nieuwe routine worden toegepast. Als deze niet voorhanden is, moet deze worden geschreven.

\* Als laatste moet ook de numerieke integratie onderzocht worden. Het is niet duidelijk welke integratieroutine de meest geschikte is. Het feit dat bij gebruik van een andere routine beduidend lagere resultaten verkregen worden geeft dit al aan.

Het staat vrijwel vast dat bij bovenstaand onderzoek hulp nodig is van mensen die wiskundig goed onderlegd zijn (met name op het gebied van de numerieke wiskunde).

Gelijktijdig met het uitvoeren van het onderzoek naar de numerieke problemen, zullen er experimenten uitgevoerd moeten worden. Bij het gereedkomen van het programma kunnen berekende resultaten dan vergeleken worden met deze experimenten hetgeen absoluut noodzakelijk is.

Genoemde experimenten zullen proeven met gerasterde blenks moeten bevatten zodat voor verschillende stadia van de vervorming het bijbehorende berekende verplaatsingsveld vergeleken kan worden. Tevens zullen er kracht-weg krommen bepaald moeten worden om de berekende dieptrekkracht te verifiëren.

Tenslotte kunnen bij het gereedkomen van de simulatie op ABAQUS , de bovengrensberekeningen hiermee vergeleken worden. De simulatie volgens ABAQUS zal echter altijd betere resultaten geven omdat het pakket vollediger is en volgens een beter algoritme rekent.

## LITERATUUR.

- [1] Ramaekers, J. Houtackers, L. Peeters, P., *Plastisch Bewerken van Metalen, Procesbeheersing in de onderdelen fabricage*. Omtec, Mierlo, 1976. Vierde druk.
- [2] Hoogenboom, S., *Technische Plasticiteitsleer*. TUE dictaat 4406, Eindhoven, 1987. Volledig herziene druk.
- [3] *Technologie van het dieptrekken*. TNO Metaalinstituut.
- [4] Heuvelmans, D.F.J.M., *Modellering van het vierkant dieptrekken*. Afstudeerverslag, WPA nr. 1075, Eindhoven, 1991.
- [5] v. Iersel, F.B.J., *Modellen en analyse: De flens van niet axi-symmetrische dieptrekprodukten*. TUE onderzoeksrapport WPA 1275, Eindhoven 1992.
- [6] Decortis, M., Graef, M., *Onderzoek vierkant dieptrekken*. Afstudeerverslag Hogeschool Heerlen, WPA nr. 1301.
- [7] Romanovski, W.P., *Handboek voor de moderne stanstechniek*. Kluwer, Deventer, 1966.
- [8] Toh, C.H., KobaYashi, S., *Deformation Analyses and Blank Design in Square Cup Drawing*. Int. J. Mech. Tool. Des. Res., Vol. 25, No 1, 1985, pag. 15 t/m 32.

**Bijlage I : Resultaten van berekeningen m.b.v. het deelmodel.**

mat	smeermiddel	F <sub>strip</sub>	F <sub>rond</sub>	F <sub>tot</sub>	F <sub>gem</sub>	afwijking
		[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]
11	talk	4.5	30.2	34.7	31.7	8.6
11	platinol	4.8	30.9	35.7	34.0	4.8
11	finarol	5.4	30.3	35.7	34.8	2.5
12	talk	4.2	29.1	33.3	28.5	14.4
12	platinol	4.5	28.8	33.3	31.3	6.0
13	talk	4.0	26.7	30.7	27.8	9.5
13	platinol	3.9	28.1	32.0	32.0	0.0

**Gebruikte materialen :**

**Materiaal 11 :** Hoogovens St 15, onbekleed; 0.8 mm; code 8921

C = 499 N/mm<sup>2</sup> en n = 0.259 (90 gr.op de walsrichting).

**Materiaal 12 :** Hoogovens St 15, bekleed met een thermische zinklaag, 10 μ (hotdip); 0.7 mm; code 9121

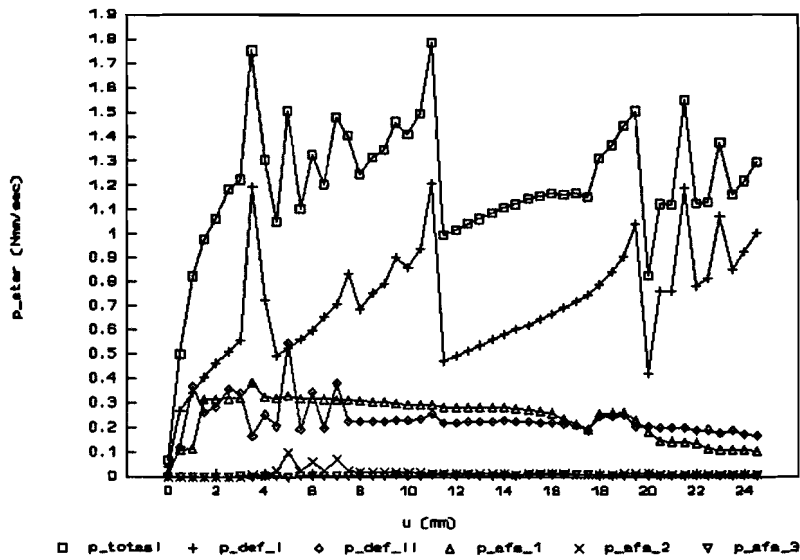
C = 499 N/mm<sup>2</sup> en n = 0.212

**Materiaal 13 :** Hoogovens St 15, bekleed met electrolitische zinklaag, 10 μ; 0.7 mm; code 9122

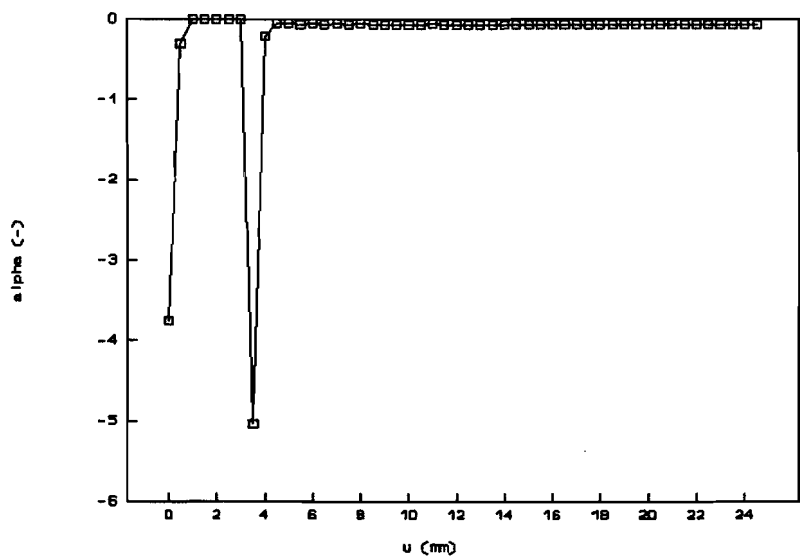
C = 469 N/mm<sup>2</sup> en n = 0.241



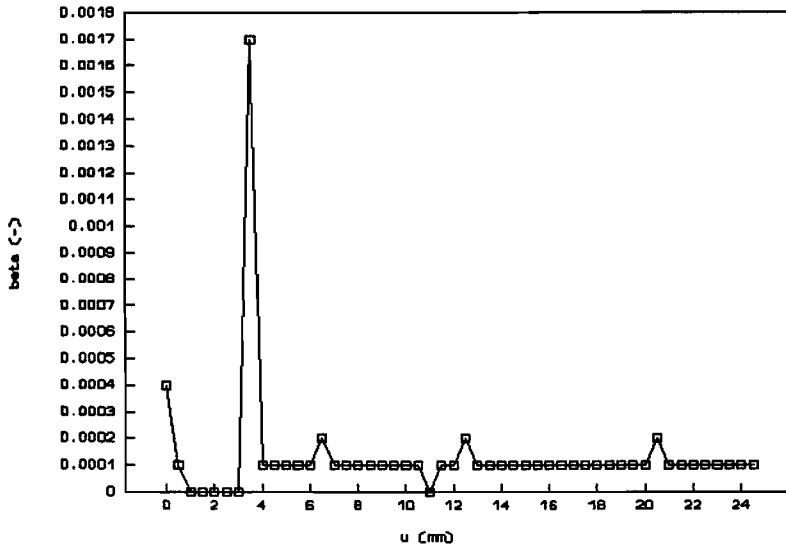
Bijlage II : Resultaten bij  $\beta_0 = 2,77$ .



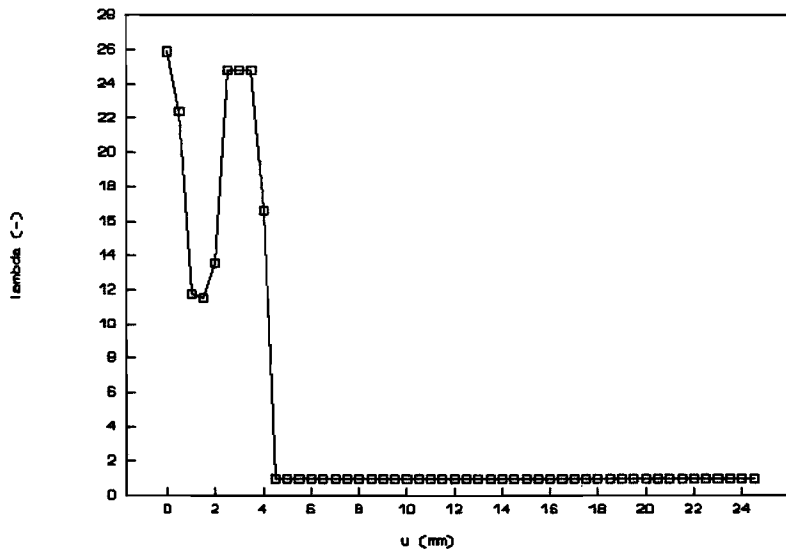
Figuur II-1.  $P^*$ -u diagram.



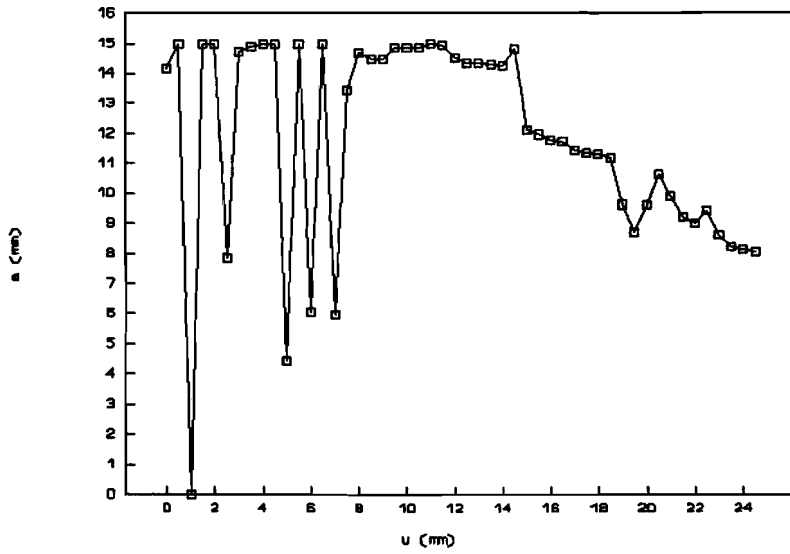
Figuur II-2.  $\alpha$  - stempelweg diagram.



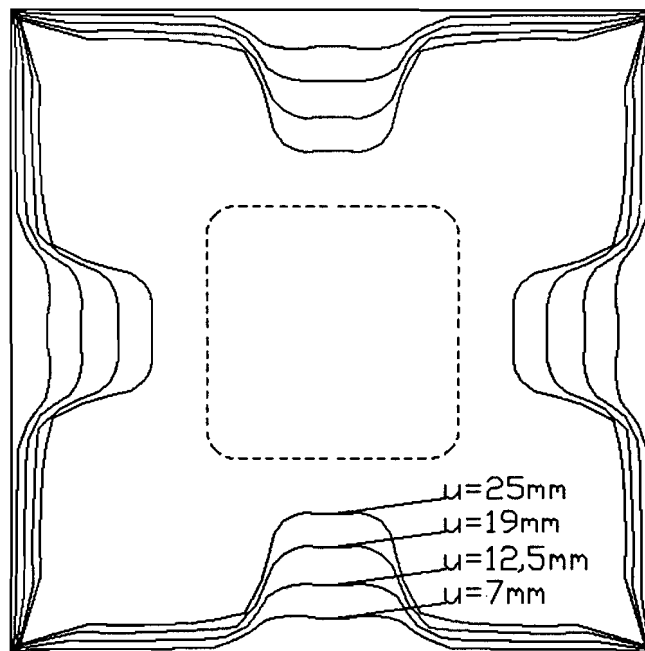
Figuur II-3.  $\beta$  - stempelpweg diagram.



Figuur II-4.  $\lambda$  - stempelpweg diagram.

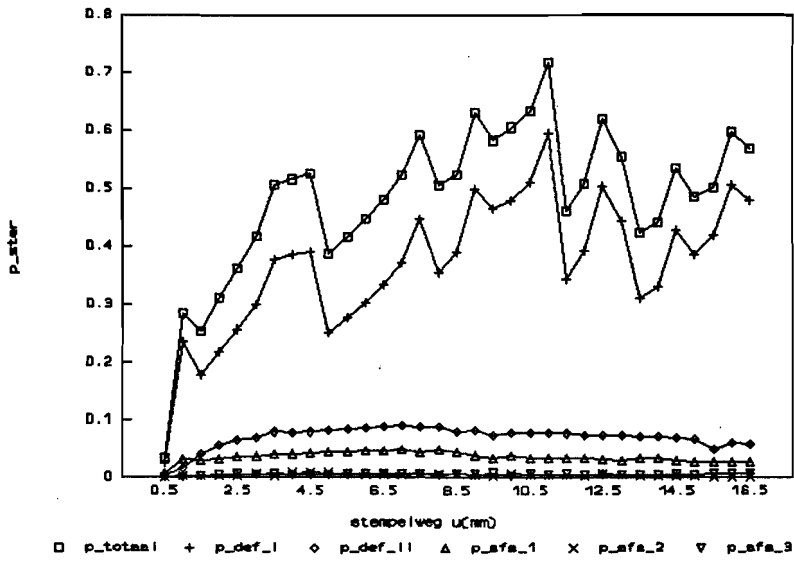


Figuur II-5. a - stempelweg diagram.

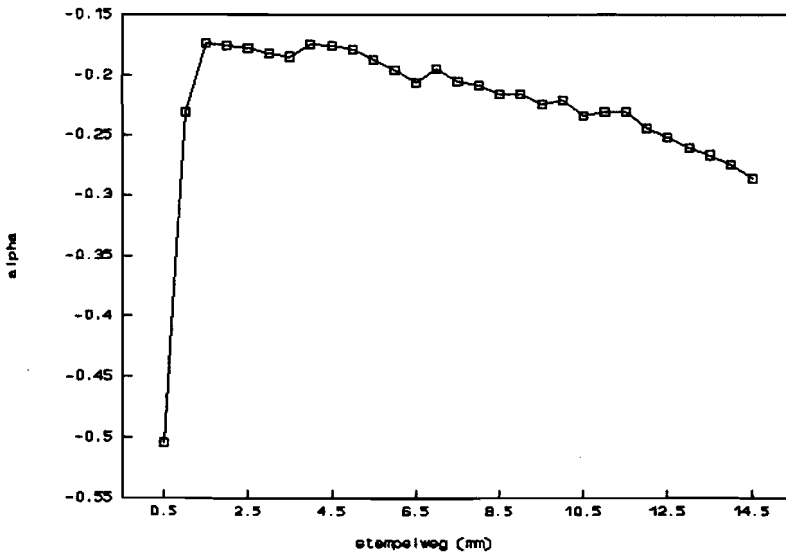


Figuur II-6. Flenscontour als functie van de stempelweg

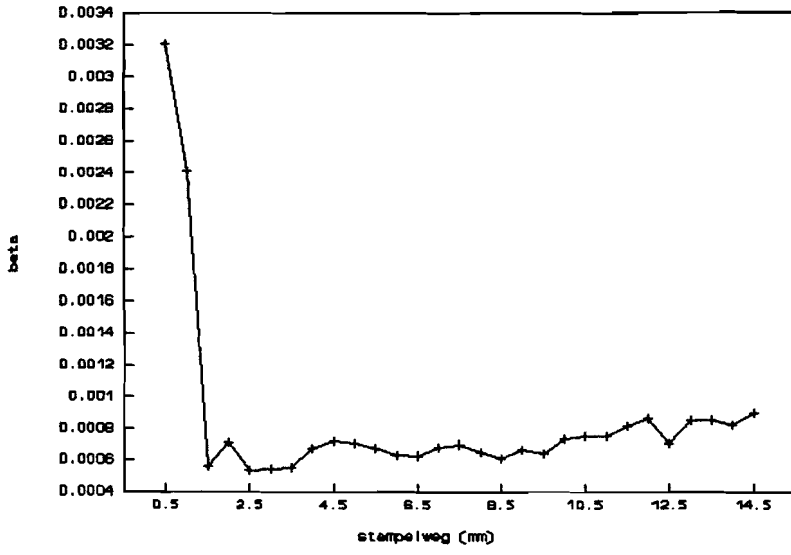
Bijlage III : Resultaten bij  $\beta_0 = 1,77$ .



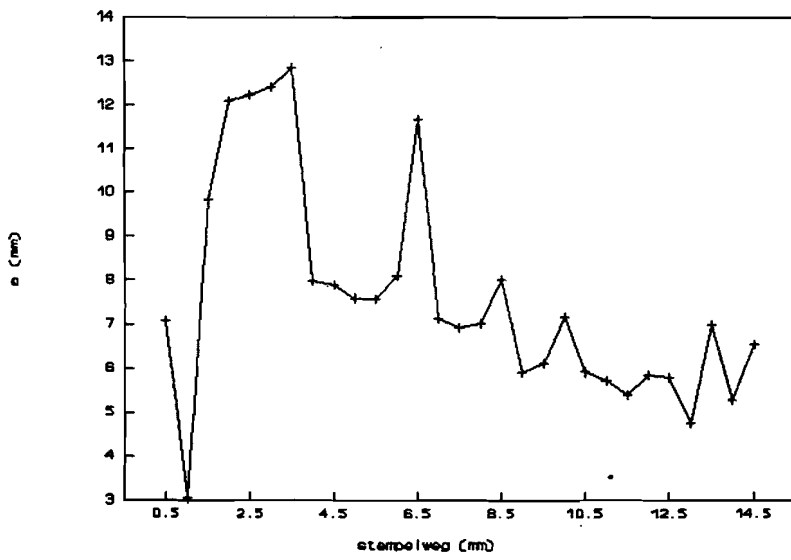
Figuur III-1. P\*-u kromme



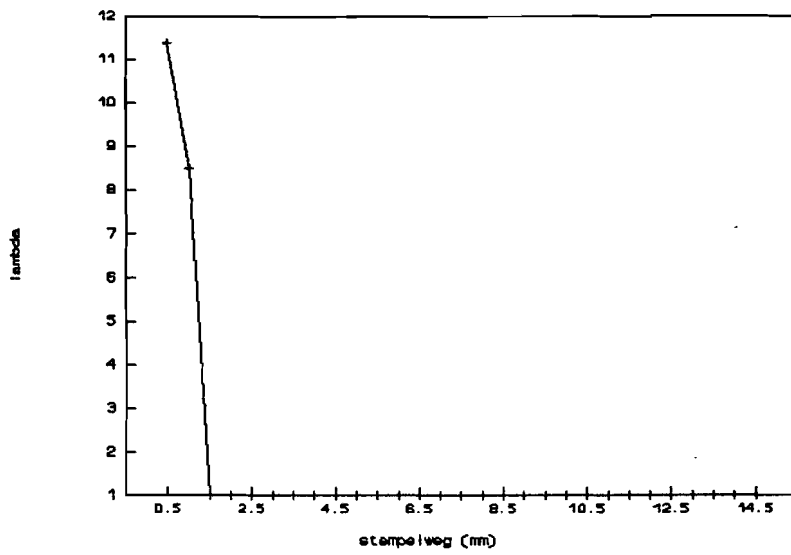
Figuur III-2.  $\alpha$ -u kromme



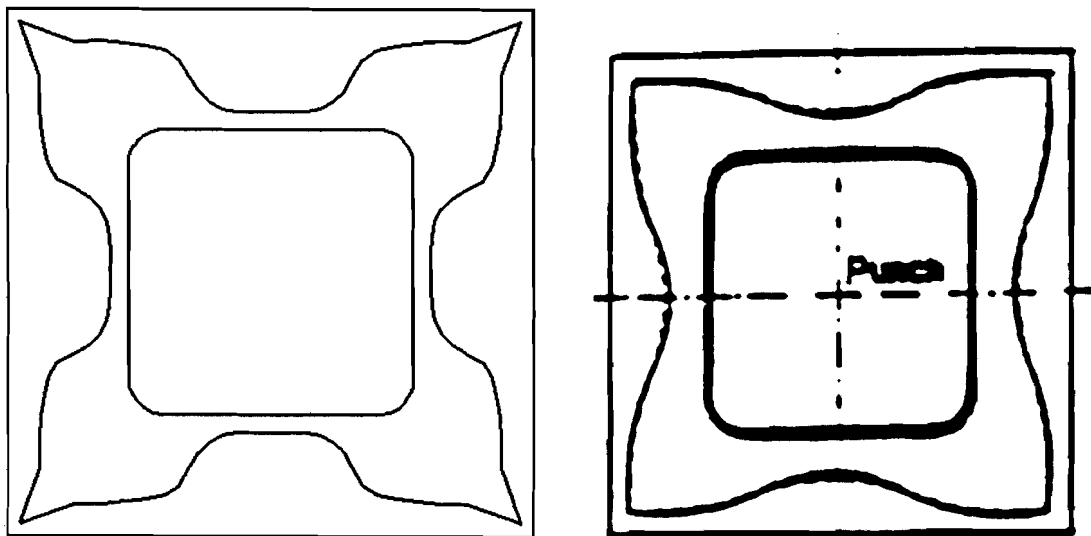
Figuur III-3.  $\beta$ -u kromme



Figuur III-4. a-u kromme



Figuur III-5.  $\lambda$ -u kromme.



Figuur III-6. Flenscontour bij  $u = 14$  mm volgens bovengrens en E.E.M.