

Constructieve mogelijkheden ter verhoging van de smeltcapaciteit : het smeltproces in de enkelschroefextruder

Citation for published version (APA):

Ingen Housz, J. F., & Meijer, H. E. H. (1979). Constructieve mogelijkheden ter verhoging van de smeltcapaciteit : het smeltproces in de enkelschroefextruder. *Plastica*, 31(2), 33-41.

Document status and date:

Gepubliceerd: 01/01/1979

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.

Constructieve mogelijkheden ter verhoging van de smeltcapaciteit*)

Het smeltproces in de enkelschroefextruder

Samenvatting

Aan de hand van een vereenvoudigd theoretisch model, gebaseerd op Tadmor's analyse van het Maddock mechanisme, wordt nagegaan welke de mogelijkheden zijn om de warmtestroomdichtheid op het grensvlak van smelt en vaste stof in de smeltzone te vergroten. Enkele bekende schroefconstructies worden kort besproken. De gevolgde gedachtengang leidt tot de conclusie dat verhoging van de dissipatieve warmteontwikkeling de beste mogelijkheden tot verhoging van de smeltcapaciteit biedt. Dit wordt gerealiseerd in een nieuw type smeltelement, de smelttorpedo, waarvan de werking wordt toegelicht. Een voorlopige proevenserie heeft aangetoond dat dit smeltelement goede mogelijkheden biedt.

1. Inleiding

Er zijn twee ontwikkelingen in de constructie van enkelschroefextruders die op het eerste gezicht tegenstrijdig lijken. Enerzijds is dit de toepassing van gegroefde, gekoelde invoerzones, waardoor een hogere opbrengst en druk wordt verkregen over een kortere invoerlengte en anderzijds is dit de toename van de totale lengte van de schroef. Laten wij ontgassingsextruders buiten beschouwing, dan zien wij dat de lengte van ca. 16D een jaar of 20 geleden is toegenomen via 20 tot 24D terwijl 30D geen grote uitzondering meer is.

Bij de toepassing, aan het einde van de schroef, van mengelementen, die drukverbruikers zijn, zal een langere pompzone nodig zijn, om de extra druk te genereren, hetgeen tot een verlenging van de schroef leidt. Echter wordt door de effectieve invoerzones die in gebruik gekomen zijn i.h.a. zoveel druk geleverd, dat daarmee deze zone overvoerd wordt. In dat geval is een verlenging van de pompzone zinloos. In feite kan de gehele pompzone dan achterwege blijven en is een goede mengsectie voldoende.

De geconstateerde tendens naar langere machines heeft dan ook als een der belangrijkste oorzaken het feit dat de ontwikkeling van het smeltgedeelte

SUMMARY

A simplified theoretical model of the melting process, based on Tadmor's analysis of the Maddock mechanism, is used to investigate the possibilities to increase the melting capacity of an extruder. Some screw constructions are discussed. The analysis leads to the conclusion that the best way to improved performance is to increase the heat flux to the melting front, which in turn is best achieved by increasing the dissipative heat generation in the melt film. This may be realized in a new type of melting element, the melttorpedo, of which the working is explained. Preliminary tests indicate that this element provides good possibilities to improve efficiency of single screw extruders.

naijkt bij die van de invoer- en homogeniseersecties. Het is niet onverwacht dat momenteel veel aandacht geschonken wordt aan verbetering van het smeltproces.

2. Het smeltproces

Naar het verloop van het smeltproces is reeds veel onderzoek verricht. Daartoe wordt door snelle koeling van de machine de situatie ingevroren, waarna de schroef verwijderd wordt, zodat de inhoud van de schroefgang kan worden geanalyseerd.

Hieruit zijn een drietal smeltmodellen ontstaan, weergegeven in fig. 1, ontleend aan Lindt [1]. Model C, van Klenk is slechts zeer sporadisch beschreven en dan alleen nog voor bepaalde PVC compounds [2, 3]. Dit model wordt in dit artikel buiten beschouwing gelaten.

2.1. Het Maddock smeltmechanisme

Hierbij smelten de korrels aan de cylinderzijde waardoor tussen korrels en cylinder een laag smelt ontstaat. Door de component v_{bx} van de relatieve beweging van de cylinder wordt de gevormde smelt afgevoerd naar de actieve flank van de schroefrug. Bij deze flank vormt zich hierdoor de

*) Dit artikel is een nadere uitwerking van een voordracht gehouden voor de Nederlandse Vakgroep Extrusie op 13 mei 1977 te Wageningen.

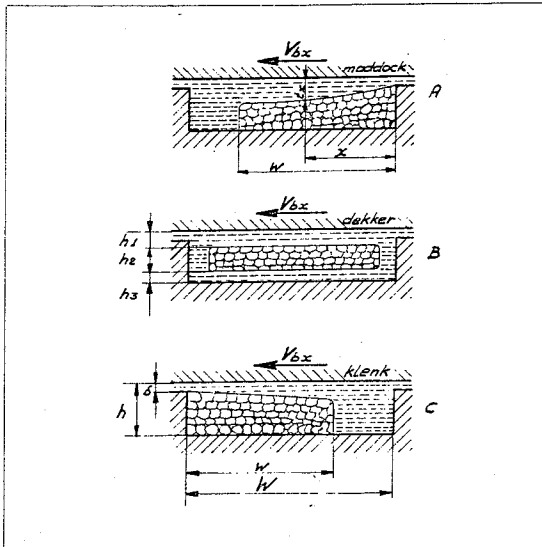


Fig. 1.
Dwarsdoorsnede door het schroefkanaal in de smeltzone voor drie verschillende typen smeltmechanisme (ontleend aan Lindt [1]).

„melt pool” die voor het Maddock model karakteristiek is (zie voor snelheden v_{bx} etc. fig. 5). De Maddock configuratie is ongetwijfeld de meest voorkomende. Dikwijls zal echter naarmate het smeltproces voortschrijdt het Maddock model overgaan in een mengvorm van A en B, waarbij de korrelprop weliswaar duidelijk dicht bij de passieve flank van de schroefrug blijft maar waarbij tussen prop en cylinder zowel als tussen prop en schroefkern een smeltlaag bestaat die in transportrichting toeneemt in dikte.

Het smeltproces volgens Maddock [4] is geanalyseerd door Tadmor en Klein [5] en na hen door vele andere auteurs. Een belangrijk element in deze analyse is de grootte van de warmtestroomdichtheid op het grensvlak van smelt en vaste stof. Deze wordt gegeven door:

$$(-q_y)_{y=0} = \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=0} = \lambda \frac{T_b - T_m}{t} + \frac{1}{2} \frac{\mu v_b^2}{t} \quad (\text{W/m}^2) \quad (1)$$

De dikte t van de smeltlaag neemt toe met de afstand x , van het beschouwde lengte-element dx , tot de passieve flank volgens:

$$t^2 = \frac{2x}{v_{bx} \rho_m} \cdot \frac{2\lambda (T_b - T_m) + \mu v_b^2}{\Delta H} + \delta^2 \quad (\text{m}^2) \quad (2)$$

Blijkbaar neemt t toe bij toename van x en derhalve neemt q_y af met toenemende x . Over een breedte w van de prop vinden we de gemiddelde warmtestroomdichtheid door integratie van q_y over x :

$$\bar{q} = \frac{1}{w} \int_0^w (-q_y)_{y=0} \cdot dx = \frac{v_{bx} \cdot \rho_m \cdot \Delta H}{2w} \sqrt{\frac{2\lambda (T_b - T_m) + \mu v_b^2}{v_{bx} \cdot \rho_m \cdot \Delta H} + \delta^2} - \delta \quad (3)$$

$$= v_{bx} \rho_m \cdot \Delta H \frac{t(w) - \delta}{2w} \quad (3a)$$

eveneens in (W/m^2), waarin $t(w)$ de dikte van de smeltlaag t is ter plaatse $x = w$.

Uit vgl. (3) blijkt dat de gemiddelde warmtestroomdichtheid toeneemt naarmate de breedte w van de vaste prop afneemt. Per eenheid van lengte dl van de schroef, in de as-richting gemeten, is de totale warmtestroom naar de prop

$$Q = \frac{\bar{q} \cdot w \cdot dl}{\sin \phi}$$

het is direkt in te zien dat deze afneemt naarmate het smeltproces vordert.

Hoewel dus de locale gemiddelde warmtetoevoer stijgt naarmate het smeltproces voortschrijdt neemt de totale warmtetoevoer en daarmee de doelmatigheid van het proces af, tengevolge van de afnemende propbreedte.

Voor een 60 mm extruder die bij 84 omw./min. een opbrengst gaf van 96 kg/hr met LDPE van MFI = 2 geven de tabellen 1, 2 en 3 een overzicht van de bedrijfsomstandigheden, materiaaleigenschappen en enkele terzake doende (berekende) snelheden. Met deze gegevens is tabel 4

TABEL 1 — Details extruder en bedrijfsomstandigheden.

schroefdiameter	D	60 mm
spoedhoek	ϕ	17°40' (17,66 °)
flankbreedte	b	6 mm
speling	δ	.1 mm
kanaalbreedte	W	51 mm
kanaaldiepte	h	7 mm (in invoerzone)
toerental	N	1,4 omw./sec.
cylinder temp.	T_b	200 °C
opbrengst	G_m	96 kg/h = 2,67 · 10 ⁻² kg/sec. ≈ 19 gram/omw.

TABEL 2 — Materiaalgegevens LDPE.

viskositeit bij 200 °C	μ	1320 Nsec/m ²
warmtegeleidingscoëfficiënt	λ	0,25 W/m °C
soort. dichtheid vast	ρ_s	900 kg/m ³
soort. dichtheid smelt	ρ_m	800 kg/m ³
smelttemperatuur	T_m	110 °C
enthalpie van smelt	ΔH	400 kJ/kg (bij 110 °C)

TABEL 3 — Berekende gegevens voor schroef.

Oppervlakte kanaaldoorsnede (in x-y-vlak):

$$A = \pi (D - h) h \frac{W}{W + b} \cdot \sin \phi = 3,55 \text{ cm}^2$$

$$G_v = \frac{G_m}{\rho_s} = 19/0,9 = 21,2 \text{ cm}^3/\text{omw.} = 29,6 \text{ cm}^3/\text{sec.}$$

$$v_{sz} = \frac{G_v}{A} = \frac{29,6}{3,55} = 8,38 \text{ cm/sec.} = .084 \text{ m/sec.}$$

$$v_{bx} = V \cdot \sin \phi = \pi DN \sin \phi = 0,08 \text{ m/sec.}$$

$$V = \pi DN = 0,264 \text{ m/sec.}$$

$$v_b^2 = v^2 + v_{sz}^2 - 2V \cdot v_{sz} \cos \phi = .0342 \rightarrow v_b = 0,185 \text{ m/sec.}$$

berekend waarmee het vorenbesprokene duidelijk gedemonstreerd wordt. In deze tabel geeft de eerste kolom, $1 - \bar{w}/W$, de fractie van de materiaalstroom die gesmolten is, in eerste benadering, nl. met verwaarlozing van $t(w)$ ten opzichte van de kanaaldiepte h . Interessant is nog op te merken dat dit geval de beide termen uit vgl. (1) even groot zijn, nl.:

$$\begin{aligned} 2\lambda (T_b - T_m) &= 2,0,25 \cdot (200 - 110) = 45 \text{ W/m} \\ \mu v_b^2 &= 1320 \cdot 0,0342 = 45 \text{ W/m} \end{aligned}$$

Voor een sterker overvoerde extruder of voor een minder visceus materiaal zal dus de geleiding domineren.

2.2. *Het Dekker smeltmechanisme*

Dit mechanisme, voor het eerst vermeld door Dekker [6] en nader geanalyseerd door Lindt [1] wijkt essentieel af van het Maddock mechanisme. Doordat er geen „meltpool” gevormd wordt, blijft de geproduceerde smelt in de laag tussen korrelprop en cilinder, resp. tussen prop en schroef. Daardoor wordt deze laag steeds dikker waardoor de warmtestroomdichtheid afneemt naarmate het smeltproces vordert.

Een moeilijkheid bij de berekening is dat niet a priori bekend is welk deel van de smelt in de bovenlaag en welk deel in de laag aan de schroefzijde zal worden gevormd. Een juiste benadering vereist kennis (c.q. veronderstellingen) van de locale schroeftemperatuur en de drukgradiënt dP/dx .

Bij overigens dezelfde omstandigheden als voor de Maddock berekening, kunnen we echter nagaan wat de warmtetoevoer aan cylinderzijde naar de prop is voor een aantal gekozen laagdiktes. We veronderstellen daartoe dat de laagdikte in dit geval over de breedte van het kanaal constant is. Dan geldt:

$$q = (-q_y)_{y=0} = \frac{2\lambda (T_b - T_m) + \mu v_b^2}{2h_1} \quad (\text{W/m}^2)$$

Het resultaat van deze berekening geeft tabel 5. Om nu beide systemen te kunnen vergelijken bere-

kenen we de totale toevoer aan het smeltfront over een schroeflengte (axiaal) van 1 cm. Als vergelijkingsmaatstaf gebruiken we daarbij de fractie gesmolten materiaal, dat is in het Maddock model $1 - \bar{w}/W$ en in het Dekker model $2h_1/h$, waarbij in het laatste geval verondersteld is dat aan schroefzijde een smeltlaag voorkomt die even dik is als de laag aan cylinderzijde. Dit is een overschatting van de werkelijke situatie waarin de smeltproductie aan schroefzijde vrijwel steeds achter blijft bij die aan de cylinder. De laatste kolommen van de tabellen 4 en 5 laten zien dat voor beide gevallen de smeltproductie, per cm schroeflengte en aan cylinderzijde, sterk afneemt. Duidelijk is nu dat het Dekker mechanisme minder doelmatig is dan het Maddock mechanisme. Dit blijft, behalve in het eerste begin, het geval wanneer we ook de smeltproductie aan schroefzijde bij het Dekker model meetellen, bijvoorbeeld door de cijfers in de laatste kolom van tabel 5 met 50 % te verhogen.

De laatste regels van beide tabellen hebben geringe praktische betekenis omdat naar het einde van het smeltproces beide mechanismen degraderen en de gegeven beschouwing niet meer onverkort van toepassing is.

Er is geen reden om te veronderstellen dat de invloed van de temperatuur van de lekstroom, het opwarmen van de vaste prop en de warmtetoevoer aan de zijkanten van de prop de onderlinge verhouding van de beide mechanismen sterk zal veranderen.

TABEL 4 — Berekening warmtestroomdichtheden voor het Maddock model.

$1 - \bar{w}/W$	w (mm)	$t(w)$ (mm)	$-q_y(w)$ (W/m ²)	\bar{q} (W/m ²)	Q (W/m)
.10	45.9	0.578	.78.10 ⁵	1.33.10 ⁵	2.01.10 ⁴
.20	40.8	.545	.83	1.39	1.87
.30	35.7	.510	.89	1.47	1.74
.40	30.6	.475	.95	1.57	1.59
.50	25.5	.435	1.03	1.68	1.42
.60	20.4	.392	1.14	1.83	1.23
.70	15.3	.343	1.31	2.03	1.02
.80	10.2	.286	1.57	2.34	.79
.90	5.1	.214	2.10	2.87	.48

TABEL 5 — Berekening warmtestroomdichtheden voor het Dekker model.

$2h_1/h$	h_1 (mm)	\bar{q} (W/m ²)	Q (W/m)
.10	.35	1.28.10 ⁵	2.15.10 ⁴
.20	.70	.64	1.08
.30	1.05	.43	.72
.40	1.40	.32	.54
.50	1.75	.26	.44
.60	2.10	.21	.36
.70	2.45	.18	.30
.80	2.80	.16	.27
.90	3.15	.14	.24

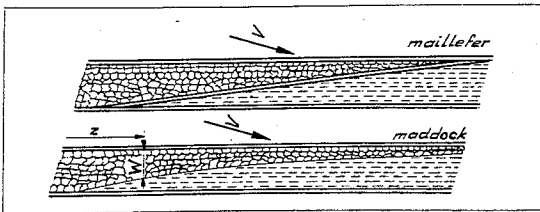


Fig. 2.
Bovenanzicht van het uitgeslagen schroefkanaal over de smeltzone voor een normale schroef (Maddock) en voor de Maillefer schroef. (De lengte van het schroefkanaal is in de praktijk veel groter dan in deze figuur.)

3. Verbetering van het smeltproces

In principe zijn er een groot aantal mogelijkheden om het smeltproces te versnellen. Bij de bespreking hiervan zullen wij geen aandacht schenken, mogelijk ten onrechte, aan de bijdrage aan schroefzijde en ons derhalve concentreren op de warmteoverdracht aan de cylinderzijde.

3.1. Fasenscheiding volgens Maillefer

Het is duidelijk dat voorkomen moet worden dat het door Dekker beschreven mechanisme optreedt. Dit is bij vrijwel elk extrusieproces van belang, omdat in bijna alle gevallen het Maddockmechanisme niet tot het einde toe blijft bestaan maar omstreeks halfweg de smeltzone in een soort van Dekker model overgaat. Een middel om dit doel te bereiken is de Mailleferschroef (fig. 2). Hierbij wordt behalve de normale schroefrug, over de lengte van de smeltzone een tweede rug toegepast die een grotere speling met de cylinder heeft, i.h.a. 0.5 tot 1 mm, en tevens een grotere spoed heeft, zodanig dat deze tweede rug de eerste, over een lengte van 6 tot 10D, inhaalt. Bij deze, reeds in 1959 door Maillefer uitgevonden [7], schroef doet de tweede rug dienst als overstroomrug.

Hiermede wordt een fasenscheiding bereikt doordat de oorspronkelijke schroefgang in twee kanalen wordt verdeeld waarvan het eerste, in open verbinding met de invoerzone, in hoofdzaak vast materiaal bevat dat na gesmolten te zijn over de scheidingsrug naar het tweede kanaal stroomt, dat derhalve uitsluitend smelt bevat. Dit tweede kanaal staat in open verbinding met de meteringzone.

Een Maillefer schroef dwingt het vaste materiaal binnen de beschikbare breedte te blijven, daarbij zal het de beschikbare hoogte goeddeels opvullen, zodat het Maddock mechanisme opgedrongen wordt. Bovendien wordt nu voorkomen dat in het laatste deel van de smeltzone (waar normaal een soort Dekker-model bestaat) propbreuk kan optreden. Door propbreuk ontstaan plaatsen waar uitsluitend smelt aanwezig is over de gehele kanaaldoorsnede, zodat hier geen warmte aan de vaste stof kan worden toegevoerd. Propbreuk vermindert daardoor de smeltcapaciteit.

3.2. Meergangige schroef

Uit vgl. (3) blijkt dat de gemiddelde warmtestroomdichtheid groter wordt naarmate de breedte w van de vaste prop in het Maddock model kleiner is. Door een dubbelgangige schroef te gebruiken in plaats van de gebruikelijke enkelgangige wordt bereikt dat in plaats van één korrelbed met breedte w , tussen parallele stromen ieder met een korrelbedbreedte $\frac{1}{2}w$ ontstaan (fig. 3). Uit tabel 4 is nu direct te concluderen dat op deze wijze de smeltcapaciteit met gemiddeld ca. 30 % wordt verhoogd. Voor de invoerzone verdient de enkelgangige schroef de voorkeur daar de extra rug niet alleen de vrije kanaaldoorsnede vermindert, maar de transportcapaciteit vooral schaadt doordat nu de wrijving op de twee extra flanken een ongunstige invloed heeft.

Ook in de meteringzone heeft de dubbelgangige uitvoering geen enkel nut. Daarom moet de tweede rug, nu in tegenstelling tot de Mailleferconfiguratie evenwijdig aan de eerste en met dezelfde speling als deze, uitsluitend over de smeltsectie zijn aangebracht.

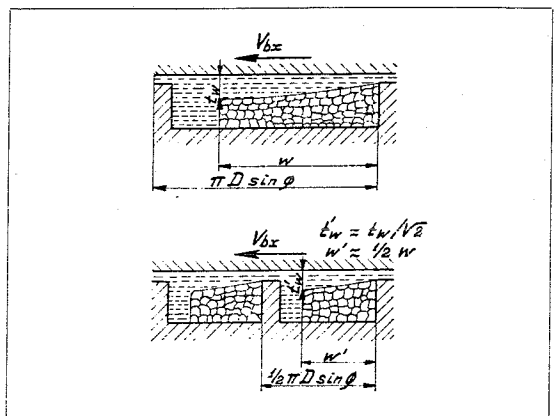
3.3. Gangdieptevermindering

Meestal zijn schroeven uitgevoerd met een zogenaamde compressiezone, waarmee bedoeld wordt dat over dit traject de gangdiepte afneemt van de diepte van de invoerzone tot de, i.h.a. geringere, diepte van de meteringzone.

In zoverre deze compressiezone samenvalt met (een deel van) de smeltsectie zal, t.g.v. de afnemende gangdiepte, de korrelprop breder gehouden worden dan zonder diepteafname, voor het Maddock-model, het geval zou zijn. Onder overigens gelijke omstandigheden zal daardoor het warmteoverdrachtsoppervlak groter blijven en dus het smeltproces sneller verlopen. Bij het Dekkermechanisme zal, bij een gegeven dikte van de korrelprop, door de geringere gangdiepte de smeltaag tussen korrels enerzijds en cylinder, resp. schroef anderzijds, dunner moeten blijven waar-

Fig. 3.

Dwarsdoorsnede door het schroefkanaal in de smeltzone voor een enkelgangige en voor een dubbelgangige schroef bij optreden van het Maddock mechanisme.



door de warmtestroomdichtheid groter is dan bij gelijkblijvende gangdiepte.

De voor het transport van smelt in z-richting beschikbare doorsnede is bij de compressieschroef aanzienlijk kleiner dan bij een schroef zonder compressie. Als gevolg daarvan zal de snelheid van de smelt in z-richting veel groter moeten zijn, des te meer naarmate de veronderstelling dat de snelheid van de vaste prop constant is beter opgaat. Vooral in het Dekker-model maar ook in het gedegenereerde Maddock-model kan deze hogere smeltsnelheid instabiliteit van de prop veroorzaken, waardoor propbreuk kan optreden. Niet alleen kan dit hinderlijk „surgen” tengevolge hebben, het vermindert ook de smeltcapaciteit. Het voordeel van een breder gehouden korrelbed, dat door gangdieptevermindering verkregen wordt, kan nu met succes gecombineerd worden met het fascheidingsprincipe van Maillifer.

Dergelijke combinaties zijn toegepast door Barr [8] en door Kim [9]. Fig. 4 geeft een uitslag van deze schroeven.

Volgens Barr houdt de hoofdschroefrug over de gehele lengte van de schroef de oorspronkelijke spoed. Kort na het begin van het smelten start een tweede, lagere, rug die evenals bij Maillifer een grotere spoed heeft dan de eerste rug. Van af het punt waar het smeltvoerende tweede kanaal een gewenste breedte bereikt heeft, loopt de tweede rug evenwijdig aan de eerste. Van dat punt af blijven beide kanalen dus, in tegenstelling tot Maillifer, hun eenmaal verkregen breedte behouden. De kanaaldiepte wordt nu aangepast door het korrelkanaal in diepte te laten afnemen en het smeltkanaal in diepte te laten toenemen. Op deze wijze wordt de smeltlaag tussen korrels en cylinder klein en derhalve de gemiddelde warmtestroomdichtheid groot gehouden, terwijl tevens het voor warmteoverdracht beschikbare oppervlak, na de initiële afname daarvan, gelijk blijft. Kim houdt van het begin van de smeltsectie af de breedte van het korrelkanaal constant en bergt de gevormde smelt door een lineaire toename van de breedte van het smeltkanaal. Het gevolg is dat bij Kim de spoed van de oorspronkelijke (eerste) rug steeds toeneemt waarbij de tweede rug een

vaste afstand houdt tot de passieve zijde van de eerste rug. Ook hier neemt de diepte van het korrelkanaal af in de transportrichting, de diepte van het smeltkanaal is constant. De overgang naar de meteringzone doet voor onze beschouwing weinig ter zake, vermeld zij slechts dat geen van beiden een erg elegante oplossing hebben gekozen.

3.4. Schroefspeling

Uit vgl. (2) is te zien dat de speling tussen schroef en cylinder de dikte van de smeltlaag mede bepaalt. Vooral in het gebied dicht bij de passieve flank heeft deze speling invloed. Voor grotere x wordt de rol van de speling minder. De minimale grootte van δ die toelaatbaar is wordt bepaald door de bewerkingsnauwkeurigheid van cylinder en schroef en door de materiaalkeuze, m.n. de uitzettingscoëfficiënten zijn van belang. Een onnodig grote speling zal de smeltcapaciteit verminderen. Het effect van de speling δ kan, vooral bij kleine kanaalbreedte W , verrassend groot zijn, tot enkele tientallen procenten.

De uit de lekspleet komende kunststofstroom heeft in normale gevallen (d.w.z. geen abnormaal grote δ) een ontwikkeld temperatuurprofiel. Dit heeft tot gevolg dat de gemiddelde temperatuur van dit materiaal hoger is dan de gemiddelde temperatuur van de smelt in de dunne smeltlaag. Dit temperatuurverschil heeft uiteraard invloed op het smeltproces, althans over een afstand van 5 tot 10 mm. Naarmate de lekstroom groter is zal deze invloed zich over een grotere afstand uitstrekken. Dit effect is nog niet kwantitatief geanalyseerd. Het is daarom in principe mogelijk dat een dergelijke analyse zal nopen het hiervoor gestelde ten aanzien van de speling te herzien.

3.5. Cylindertemperatuur

Alle hiervoor genoemde maatregelen hebben tot doel het warmteoverdragend oppervlak te vergroten dan wel de warmtestroomdichtheid te verhogen door de laagdikte t klein te houden.

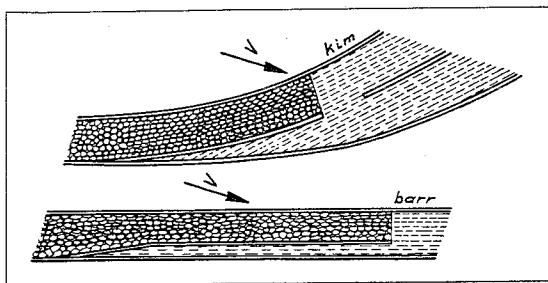
De warmtestroomdichtheid kan echter ook op andere wijze worden beïnvloed, en wel via de grootheid:

$$\lambda (T_b - T_m) + \frac{1}{2} \mu v_b^2$$

In de geleidingsterm zijn λ en T_m materiaaleigenschappen en dus blijft slechts de cylinderbinnenwandtemperatuur T_b als beïnvloedbare variabele over.

De cylindertemperatuur T_b kan niet willekeurig opgevoerd worden, daar dit tot degradatieverschijnselen van het verwerkte materiaal kan leiden. De maximaal toelaatbare cylindertemperatuur moet van geval tot geval worden bepaald (door berekening, schatting of experiment) waarbij vooral de verblijftijd van de kunststof een grote rol speelt. Hierbij speelt tevens een rol dat de maximale, in de smeltlaag voorkomende, temperatuur veelal hoger is dan de cylindertempera-

Fig. 4. Boveraanzicht van de uitgeslagen schroefkanalen bij schroeven volgens resp. Barr en Kim. (De lengte van de schroefkanalen is in de werkelijke uitvoering veel groter dan in deze figuur.)



tuur. Dit is het geval zodra de dissipatieterm groter is dan de geleidingsterm en het temperatuurprofiel goeddeels ontwikkeld is, m.a.w. wanneer de convectieterm in de energievergelijking nog maar een ondergeschikte rol speelt.

De warmtestroom aan de cylinderbinnenwand:

$$q_y (y = h) = \frac{\mu v_b^2 - 2\lambda (T_b - T_m)}{2t} \quad (\text{W/m}^2) \quad (4)$$

is dan positief, m.a.w. naar buiten gericht.

De capaciteit van de cilinderverwarming speelt dan geen rol meer daar nu de cylinder warmte moet afvoeren om te voorkomen dat T_b te hoog oploopt. In het eerder gebruikte voorbeeld (tabel 1) zou de geleidingsterm bij een laagdikte van 0,3 mm de waarde 75.000 W/m² bereiken.

Dit is met de gebruikelijke weerstandsverwarmingsbanden, die 3 à 5 W/cm² leveren, nog juist te bereiken omdat de buitendiameter van de cylinder aanzienlijk groter is dan de binnendiameter. De door de verwarming te leveren energie is echter volgens vgl. (4) veel minder dan deze geleidingsterm zou doen vermoeden. In het gegeven voorbeeld is $q_y (y = h) = 0$, zodat de verwarming slechts de afkoeling door straling en vrije convectie behoeft te compenseren. De maximale temperatuur treedt nu nog juist aan de cylinderwand op. Zou nu echter de dissipatieterm nog een fractie groter zijn, dan verschuift de plaats van het maximum naar kleinere waarden van y , komt dus *in* de vloeistof.

In het algemeen kan gesteld worden dat door verhoging van de cylindertemperatuur slechts een bescheiden verhoging van de smeltcapaciteit kan worden verkregen.

De mogelijkheden die manipulatie van de dissipatieterm bieden, zullen in de volgende paragraaf worden behandeld.

4. De dissipatieterm

In de dissipatieterm spelen viscositeit en snelheid een rol. De viscositeit is een eigenschap van de smelt die echter geen constante is, doch afhankelijk is van de afschuifnelheid en van temperatuur. Daarmee is de viscositeit een functie zowel van de grootte die we willen beïnvloeden als van de grootte die we kunnen gebruiken voor die beïnvloeding. Dit maakt de mathematische aanpak zo gecompliceerd, dat een analytische oplossing niet mogelijk is. Om deze reden zullen we in het volgende de viscositeit als een constante beschouwen. Dit geeft voldoende inzicht in de principiële mogelijkheden maar maakt de kwantitatieve uitspraken twijfelachtig.

De enige mogelijkheid om de dissipatie te verhogen is dan het vergroten van v_b , de relatieve snelheid van de cylinder ten opzichte van de korrelmassa. We veronderstellen dat de korrelmassa een propstrooming volgt waarvan de snelheid v_{sz} in het schroefkanaal constant is. De snelheid van cylin-

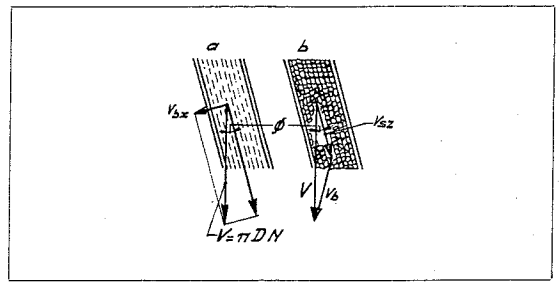


Fig. 5.

Bovenaanzicht van het schroefkanaal ter aanduiding van deze optredende snelheden.

a. bij met smelt gevuld kanaal; b. bij met korrels gevuld kanaal.

der t.o.v. schroef is $V = \pi DN$ zodat (fig. 5):

$$v_b^2 = V^2 + v_{sz}^2 - 2V \cdot v_{sz} \cdot \cos\phi \quad (5)$$

waarin ϕ de spoedhoek van de schroef is.

4.1. Verhoging van toerental

Vergroten van V , door het toerental N te verhogen, zal bij een extruder met voldoende stijve invoerzone tevens v_{sz} in dezelfde mate verhogen zodat in dit geval v_b en ook v_{bx} evenredig is met N . Om nu dezelfde smeltlengte te behouden moet de smeltcapaciteit in ieder geval evenredig met de opbrengst, dus met N toenemen.

Is in de uitgangssituatie het toerental = N_1 , dan geldt bij een toerental $N_2 = aN_1$ dat de gemiddelde warmtestroomdichtheid (vergelijking 3) een functie wordt van a . Omdat de opbrengst recht evenredig is met a , dankzij de stijve invoerzone, moet om de grotere opbrengst binnen de oorspronkelijk beschikbare lengte te kunnen smelten, de uitdrukking \bar{q}/a ten minste gelijk blijven.

Als, zoals in ons voorbeeld, de termen $2\lambda (T_b - T_m)$ en μv_b^2 even groot zijn blijkt het minimum van \bar{q}/a bij $a = 1$ te liggen. Bij verandering van toerental zal de warmtestroomdichtheid zodanig veranderen dat de smeltcapaciteit in ieder geval voldoende blijft. De functie \bar{q}/a loopt tamelijk vlak, zodat toerentalverhoging geen sterke vermindering van de smeltlengte kan veroorzaken. Voor een niet-Newtonse smelt, dus voor de meeste in de praktijk voorkomende materialen, is het verloop van \bar{q}/a met het toerental wat minder gunstig. Het minimum verschuift nu naar hogere waarden van a , zodat bij verhoging van het toerental een (in het algemeen vrij geringe) afname van \bar{q}/a optreedt en derhalve een grotere lengte nodig is om het materiaal te smelten.

In die gevallen waarin de geleidingsterm domineert zal verhoging van het toerental steeds een ongunstige invloed hebben op de vereiste smeltlengte. Dit is de in de praktijk het meest voorkomende situatie. Het is bekend dat door verlagening van toerental, en dus tevens van opbrengst, de smeltkwaliteit in vele gevallen wordt verbeterd.

4.2. Verhoging van korrelsnelheid

Vergroten van v_{sz} bij gelijkblijvende V (dus onveranderd toerental) verlaagt de v_b omdat bij de gebruikelijke schroefgeometrie de spoedhoek ca. $17\frac{1}{2}^\circ$ is zodat $\cos\phi \approx 0,95$. Daardoor is de term $2V \cdot v_{sz} \cdot \cos\phi$ altijd aanzienlijk groter dan v_{sz}^2 . De vergroting van v_{sz} door het toepassen van efficiënt werkende invoersystemen verhoogt dus de smeltlengte. Verlaging van v_{sz} is niet aantrekkelijk omdat dit de opbrengst van de machine vermindert. Om de gewenste smeltkwaliteit te bereiken met een gegeven extruder kan het praktisch echter noodzakelijk zijn om v_{sz} lager te houden dan de met de huidige stand der techniek bereikbare, vrij hoge, waarden van v_{sz} .

4.3. Vergroten van de spoed

De relatieve snelheid v_b kan sterk vergroot worden door het vergroten, in de smeltzone, van de spoedhoek, waardoor $\cos\phi$ en daarmee de laatste term in vgl. (5) kleiner wordt.

Bij $\phi = 90^\circ$ wordt $v_b^2 = V^2 + v_{sz}^2$, d.w.z. v_b is van dezelfde orde als V . Dit is ook het geval bij een extruder met zeer lage v_{sz} , dus bij een zeer lage opbrengst. Met $\phi = 90^\circ$ is het echter mogelijk om ook met een sterk overvoerde smeltzone, dus met een hoge v_{sz} die bij normale schroeven tot een lage v_b leidt, een v_b te bereiken die zelfs groter is dan V .

Het vergroten van de spoedhoek ϕ heeft enkele belangrijke neveneffecten.

In de eerste plaats wordt de component van V in kanaalrichting

$$V_z = \pi DN \cos\phi$$

kleiner en bij $\phi = 90^\circ$ is deze $V_z = 0$. Er is nu geen transporterende werking meer in de smeltzone, de drukgradiënt wordt daardoor negatief met een grote absolute waarde. Ten opzichte van een, eveneens overvoerde, conventionele schroef die ook een negatieve drukgradiënt heeft, echter met een i.h.a. lagere absolute waarde, behoeft de totale drukval over de smeltzone bij $\phi = 90^\circ$ niet onaanvaardbaar veel groter te zijn t.g.v. de kleinere lengte van de smeltzone. De drukval is echter toch steeds aanzienlijk en de toepassing van een spoedhoek $\phi = 90^\circ$ kan dan ook alleen worden overwogen als de invoerzone in staat is om hoge drukken op te bouwen.

Een ander gevolg van de toepassing van een grote spoedhoek is dat de kanaalbreedte $W = \pi D \sin\phi - b$ groter wordt. Daardoor zal ook de breedte van het korrelbed w groter zijn en zal bovendien v_{sz} afnemen. De grotere beschikbare kanaalbreedte opent nu de mogelijkheid om een deel van deze breedte te gebruiken als afzonderlijk smeltkanaal, dus een fasenscheidingsysteem zoals bijv. volgens Barr in te voeren, terwijl bovendien dit systeem meervoudig kan worden uitgevoerd, waardoor de smeltlaagdikte gering gehouden wordt.

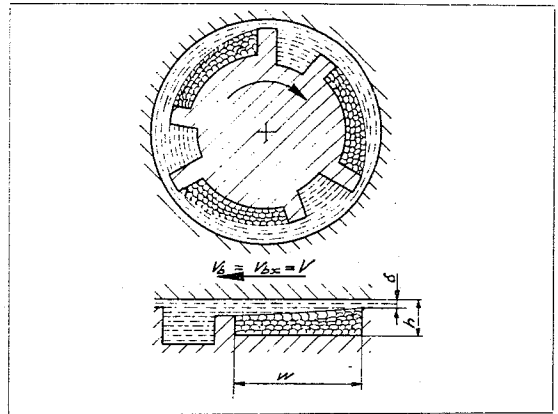


Fig. 6.

Schematische doorsnede van de smelttorpedo.

5. De „smelttorpedo”

Op grond van de in 4.3 gegeven overwegingen is een „smelttorpedo” [10] geconstrueerd als onderdeel van een overigens normale schroef. Deze torpedo bestaat uit drie stel kanalen, telkens een invoerkanaal waarin de korrels opgestuwd en gesmolten worden en een daarvan door een overstroomrug gescheiden uitvoerkanaal waarin de smelt verzameld en getransporteerd wordt. Een principe-schets van een torpedo met 3 kanalenparen is gegeven in fig. 6. Fig. 7 geeft een uitslag ter vergelijking met de figuren 2 en 4. De foto's, fig. 8 en 9, tonen de in ons laboratorium gebruikte uitvoering. Deze smelttorpedo sluit aan op een enkelgangig invoerdeel met een kanaaldiepte van 7 mm. In dit invoerdeel is het oppervlak van de kanaaldoorsnede 355 mm^2 .

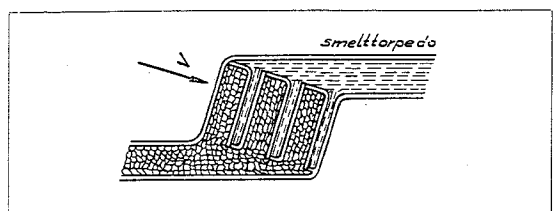
Bij de in tabel 1 gegeven bedrijfsomstandigheden is $v_{sz} = .084 \text{ m/sec.}$ en $v_b^2 = 0.342 \text{ m}^2/\text{sec.}$

In de ingang van de smelttorpedo waar de kanaaldiepte 9 mm is, is het beschikbare oppervlak van de drie kanaaldoorsneden 818 mm^2 . Dit levert een $v_{sz} = 0.036 \text{ m/sec.}$ en $v_b^2 = .0712 \text{ m}^2/\text{sec.}^2$. De breedte van het smeltkanaal is $W = 39 \text{ mm}$ en daar dit kanaal steeds over de volle breedte korrels bevat, is ook $w = 39 \text{ mm}$. De x-richting valt nu samen met de omtreksrichting en daardoor is $v_{bx} = V = \pi DN = 0.265 \text{ m/sec.}$

Door deze hoge waarde van v_{bx} wordt voorkomen (zie vgl. 2) dat t te groot wordt als gevolg van de hoge dissipatieterm.

Fig. 7.

Bovenaanzicht van de uitslag van de smelttorpedo volgens fig. 6.



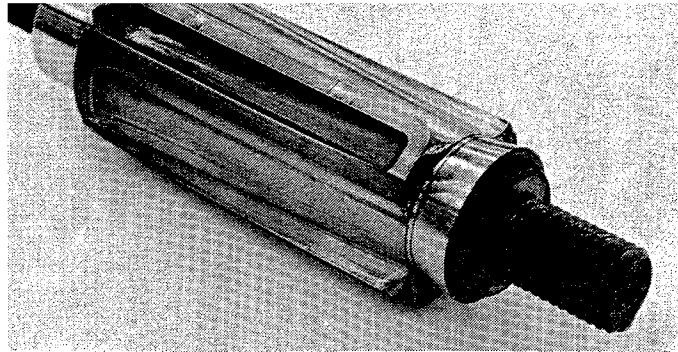


Fig. 8.
Smelttorpedo volgens fig. 6, $L = 2D$, gebruikt bij de proefnemingen.

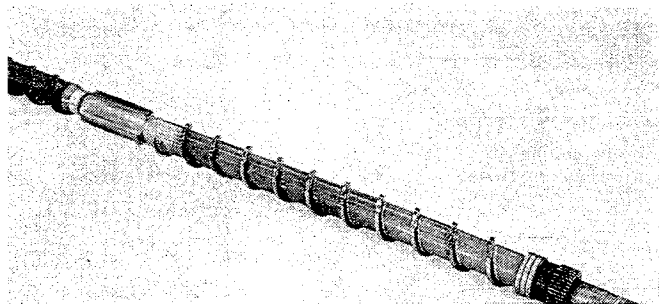
Uit vgl. 3 blijkt dat de gemiddelde warmtestroomdichtheid, afgezien van het doorwarmen van het korrelbed, nu constant is en dat een hoge waarde van v_{bx} gunstig is daar \bar{q} evenredig is met $\sqrt{v_{bx}}$, indien we de invloed van δ buiten beschouwing laten.

We vinden voor de in de tabellen 1 en 2 gegeven condities dat $\bar{q} = 2.93 \cdot 10^5 \text{ W/m}^2$, hetgeen aanzienlijk hoger is dan de in tabel 4 voor een conventionele schroef gegeven waarden.

De keuze van de plaats van de smelttorpedo ten opzichte van de warmtebarrière aan het einde van de invoerzone is van belang. Het is met name gewenst dat het smeltproces is begonnen vóórdat het materiaal de torpedo bereikt. De reeds gevormde smelt vormt dan een dunne laag om de korrelprop waardoor deze gemakkelijk in de kanalen van de smelttorpedo gevoerd kan worden. Naar schatting is het voldoende dat 10 % van het materiaal gesmolten is bij het begin van de torpedo. Een afstand van ca. $3D$ tussen warmtebarrière en smelttorpedo zal hiertoe i.h.a. voldoende zijn. Een grotere afstand is ongewenst omdat dan een te groot deel van het materiaal m.b.v. een minder efficiënt mechanisme wordt gesmolten waardoor onnodig schroeflengte gebruikt wordt.

Een tweede belangrijke keuze is het aantal parallelle kanalenparen, m . Méér kanalen betekent minder breedte w per kanaal en daardoor analoog aan par. 3b een hogere gemiddelde warmtestroomdichtheid. Méér kanalen betekent echter ook dat van de beschikbare omtrekslengte een groter deel ingenomen wordt door ruggen, zodat de totaal voor het smeltproces beschikbare breedte $m \cdot w$

Fig. 9.
Prototype schroef, $L = 14D$, met de smelttorpedo van fig. 8.



afneemt. Het criterium wordt daardoor dat het produkt $Q = \bar{q} \cdot m \cdot w$ maximaal moet zijn. Voor onze 60 mm extruder blijkt de stap van twee naar drie kanalenparen een bescheiden verhoging van Q te geven, ook de volgende stappen geven telkens nog een geringe verbetering. Het is echter zeer de vraag of het werkelijk zinvol is deze volgende stappen ook inderdaad te zetten daar de torpedo door de grotere bewerkelijkheid duurder wordt en bovendien de smallere kanalen een met het aantal kanalen toenemende drukval zullen vergen.

Bij toepassing van smallere ruggen, bijv. 3 mm i.p.v. 5 mm wordt per korrelkanaal 4 mm gewonnen. Het voordeel dat door vergroten van het aantal kanalen bereikt wordt, wordt hierdoor groter.

Tabel 6 geeft een overzicht van de gemiddelde en totale warmtestroomdichtheid voor een torpedo volgens fig. 6 waarbij het aantal kanalen is gevarieerd. Hierin is eveneens het effect van de speling δ aangegeven. Duidelijk blijkt hieruit het belang van een kleine speling en dus van een nauwkeurige fabricage van de torpedo.

6. De smeltlengte

Hoe interessant het vergelijken van warmtestromen ook moge zijn, uiteindelijk is vooral de voor het smelten noodzakelijke schroeflengte bij de diverse constructies de meest directe indicatie van de doelmatigheid van de systemen.

Voor de normale schroef geldt dat ter plaatse z , waar de breedte van het korrelbed w is, een totale warmtestroom $Q_z(w)$ aan het smeltfront wordt geleverd. (Hier werken we met Q_z d.w.z. per eenheid van lengte in kanaalrichting. In de tabellen 4 t/m 6 is Q gerekend per eenheid van axiale lengte.)

Over een lengte dz is nu

$$Q_z = \bar{q} \cdot w \cdot dz$$

TABEL 6 — Warmtestroomdichtheden voor de smelttorpedo.

speling δ	gemiddelde warmtestroomdichtheid \bar{q} aantal kanalen paren			
	2	3	4	5
0,1 mm	2.42	2.93	3.40	$3.79 \times 10^5 \text{ W/m}^2$
0,05 mm	2.69	3.36	4.00	4.55
0,02 mm	2.87	3.66	4.45	5.15

speling δ	totale warmtestroom $Q = m \cdot w \cdot \bar{q}$ aantal kanalen paren m			
	2	3	4	5
0,1 mm	3.15	3.44	3.54	$3.60 \times 10^4 \text{ W/m}$
0,05 mm	3.50	3.95	4.16	4.32
0,02 mm	3.75	4.30	4.64	4.89

Hiermee wordt een hoeveelheid materiaal $G = Q_z / \Delta H$ gesmolten per seconde. Dit veroorzaakt een verandering — dw van de korrelbedbreedte en wel zodanig dat:

$$h \cdot v_{sz} \cdot \rho_s \cdot dw = \frac{qw}{\Delta H} dz = \frac{1}{2} v_{bx} \cdot \rho_m (t - \delta) dz$$

$$dz = 2 \frac{v_{sz} \cdot \rho_s}{v_{bx} \cdot \rho_m} \cdot \frac{h \cdot dw}{\sqrt{\frac{2\lambda (T_b - T_m) + \mu v_b^2}{2w \cdot v_{bx} \cdot \rho_m \cdot \Delta H} + \delta^2 - \delta}}$$

De totale lengte is nu $Z = \int_0^w f(w) \cdot dw$

Wegens het asymptotisch naar $w = 0$ naderen van de breedte levert dit een oneindig grote lengte z op. We hebben echter een aantal invloeden die het smelten bevorderen buiten beschouwing gelaten. Daaraan ontleen we nu het recht te stellen dat het smeltproces beëindigd is als de berekende breedte $w = 0.1W$ is geworden. (De versnellende invloed van de verwaarloosde factoren is dus op 10 % gesteld!)

Voor de in de tabellen 1 t/m 3 gegeven situatie wordt nu $Z = 2.41$ m waarmee $L = Z \sin \phi = .732$ m of $L \approx 12.2D$.

Voor de andere schroefvormen, waar het verloop niet asymptotisch is, nemen we nu ter vergelijking 90 % van de berekende smeltlengte om ook hier de invloed van 10 % van overige factoren in rekening te brengen.

Het smeltproces komt, na de warmtebarrière aan het einde van de invoersectie niet direct volledig op gang. Er is een „aanlooptlengte” nodig, door Tadmor & Klein „Delay zone” genoemd. In het gegeven voorbeeld veronderstellen wij hiervoor 1D nodig te hebben, zodat de berekende smeltlengtes met 1D verhoogd moeten worden. Bij de smelttorpedo is, zoals gesteld een aanlooptlengte van 3D gewenst waarbij dan echter ook reeds 10 % gesmolten is. Er blijft dan 90 % van de oorspronkelijke massastroom van 26,7 gram/seconde over om in de torpedo te smelten, dus 24 gram/sec.

$\Delta H = 400$ J/g, dus is 9600 W nodig voor het smelten. Bij de torpedo met 3 gangen en $\delta = 0.05$ mm (volgens opmeting) is $Q = 39.500$ W/m. Derhalve is $L = 0,243$ m. Ook hier rekenen wij weer met een bijdrage van 10 % van andere invloeden zodat uiteindelijk 0,218 m resulteert, dit is 3,65 D.

Inclusief de aanlooptlengtes vinden we derhalve voor de normale

schroef (zonder compressie) 13,2 D
schroef met smelttorpedo 6,7 D

De totale lengte van de smeltzone wordt door toepassing van de smelttorpedo, ten opzichte van de compressieloze schroef, vrijwel gehalveerd.

Volgens de in het voorgaande geschetste, sterk vereenvoudigde rekenmethode is ook voor enkele andere schroeven de smeltlengte berekend, gebaseerd op de gegevens van tabellen 1 en 2. Het

resultaat moet met het nodige voorbehoud worden geïnterpreteerd. Het blijkt dan dat de constructies van Maillefer, Barr en Kim slechts een marginale verbetering van de smeltefficiëncy geven. De voordelen van toepassing van dit type schroeven liggen dan ook in andere effecten waarop we hier niet ingaan. Een tweegangige smeltzone geeft een duidelijke verbetering en de smelttorpedo is het meest efficiënt.

7. Laboratoriumproeven met de smelttorpedo

Teneinde de ontwikkelde theorie te toetsen is een schroef geconstrueerd welke in fig. 9 is afgebeeld. De totale werkzame lengte is 14D. De effectieve lengte van de smelttorpedo is slechts 2D, dus nog aanzienlijk minder dan de hiervoor berekende 3.7D. Desondanks bleek deze schroef bij de in tabellen 1 en 2 gegeven condities een goed gesmolten opbrengst te leveren. Het drukverloop ter plaatse van de torpedo, geschreven tegen de tijd, doet vermoeden dat de uitgangspunten volgens welke Tadmor en Klein de berekening voor het Maddock model hebben opgezet, in deze configuratie niet onveranderd van toepassing zijn. Een nadere analyse van dit drukverloop en een daarop gebaseerde, nogal gecompliceerde, berekening zal nodig zijn om tot een meer precieze beschrijving van de werking van de smelttorpedo te komen. Uiteraard zal het dan eveneens nodig zijn om proeven met andere (grotere) extruders en met diverse materialen te nemen om tot een bruikbare ontwerpprocedure voor smelttorpedo's te komen. De indruk bestaat dat door de erg korte torpedo-lengte van 2D een zodanige hoge druk van het invoergeedeelte geveerd wordt, dat geen zone van Archimedisches transport kan ontstaan direct na de hopper. Als gevolg daarvan wordt de opbrengst van de extruder afhankelijk van de einddruk en worden tevens snelle drukvariaties geïntroduceerd, met de frequentie van de schroefrotatie, die vrij onregelmatig van grootte zijn.

Hierbij spelen ook de eigenschappen van het verwerkte materiaal een rol. Bij een proef met polypropeen waren de drukvariaties belangrijk geringer dan bij polyetheen. De proeven zullen binnenkort worden voortgezet met een wat langere smelttorpedo (3,5 D) gevolgd door een standaard mengelement. Bovendien zullen aan de invoerzijde van de torpedo enkele alternatieve inlooptechnieken worden geëvalueerd.

Literatuur

1. J. T. Lindt. Techn. Papers, Vol. 22, SPE. 34th ANTEC 1976, p. 429.
2. G. Menges & P. Klenk. Kunststoffe 57 (1967) 598 & 677.
3. G. M. Gale. Plastics and Polymers 38 (1970) 183.
4. B. H. Maddock. S.P.E. Jnl. 15 (1959) 383.
5. Z. Tadmor. Pol. Eng. & Sci. 6 (1966) 185.
6. J. Dekker. Kunststoffe 66 (1976) 130.
7. Zwitsers Pat. 363 149.
8. U.S. Pat 3.698.541.
9. U.S. Pat 3.867.079.
10. Ned. O.A. 770 2020.