

# ÜBER DIE EIGENSCHAFTEN DER POLYAMID-LAGER- BÜCHSEN BETREFFEND DEN EINFLUSS DES HERSTEL- LUNGSVERFAHRENS UND DAS THERMISCHE VERHALTEN WÄHREND DES LAUFES

Von

GH. MANEA  
București

(Eingegangen am 24. August, 1965)

Die Abhängigkeit der physikalisch-mechanischen Eigenschaften der Plastmasse von der chemischen Zusammensetzung und der inneren Struktur sowie der besondere Einfluß der Herstellungstechnologie auf diese Eigenschaften sind für das Betriebsverhalten der Plastmasse-Büchsen bestimmend.

Es wird hier über einige Resultate vergleichender Versuche mit Büchsen berichtet, die teils nach dem Schleudergußverfahren, teils in der Matrize nach dem Spritzgußverfahren hergestellt worden waren. Den Gegenstand der Versuche bildeten:

1. die zu erzielende Belastbarkeit und die Temperaturabhängigkeit von der Belastung;
2. das Problem der bei der rechnerischen Wärmenachprüfung üblichen Wärmezahl  $\Theta$ ;
3. der Temperaturbereich in der Schmierschicht im Vergleich zu dem in der Metallbüchse.

1.1. In der Fachliteratur finden sich zerstreut Angaben über die zulässige Belastung der »dicken« Polyamid-Büchsen mit Ölschmierung, die je nach der Geschwindigkeit zwischen  $p_m = 50-200$  kp/cm<sup>2</sup> schwanken, wie zum Beispiel:

$$\begin{array}{ll} \text{für } v = 1,3 & 5 \text{ m/s} \\ p = 60 & 40 \text{ kp/cm}^2. \end{array}$$

Im allgemeinen empfiehlt es sich nicht,  $p = 100$  kp/cm<sup>2</sup> zu überschreiten, wenn bleibende Verformungen vermieden bleiben sollen.

Solche Angaben sind jedoch unvollständig, weil die Belastungsgrenze weitgehend von den Untersuchungsbedingungen sowie von den Eigenschaften der Büchse abhängt.

Unsere Versuche wurden unter folgenden Bedingungen durchgeführt: innerer/äußerer  $\varnothing = 36/48$  und  $40/50$  mm, durch die Versuchseinrichtung bedingt.

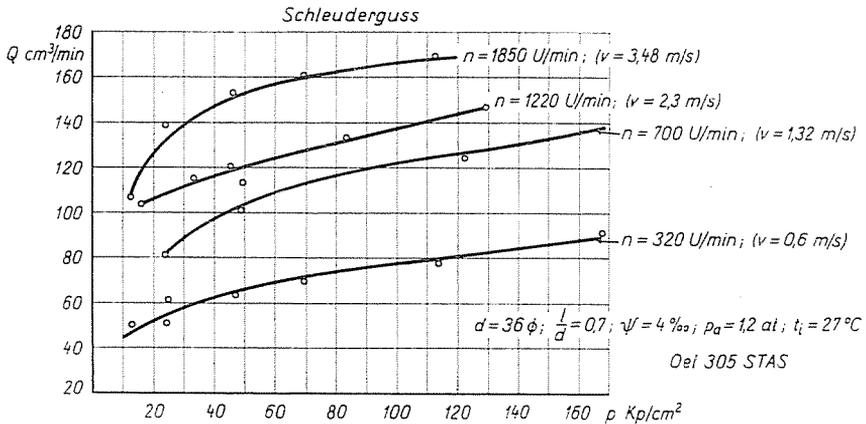
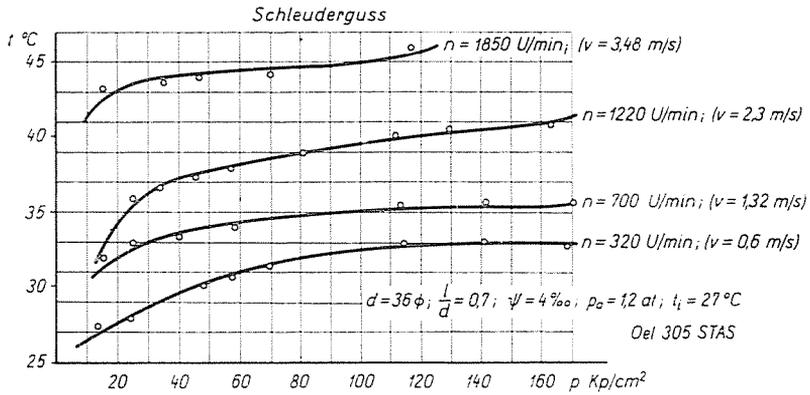
Das Verhältnis Länge/ $\varnothing = 0,5; 0,65; 0,7; 1,0$ .

Das Relativspiel  $\psi = 3,5; 4,0; 4,75; 5,0; 5,6; 9,7\%$ .

Statische Belastung in Vertikalrichtung wirkend.  
Ölschmierung und trockene Schmierung.  
Stahlzapfen mit  $HB = 550 \text{ kp/cm}^2$ .

Die Büchsen wurden im Öl bei  $120^\circ\text{C}$ , 8 Stunden lang thermisch behandelt.

Einlaufen der Büchsen ohne Last.



Die Abb. 1–4 zeigen die Resultate für die nach dem Schleudergußverfahren hergestellten, bei den Geschwindigkeiten  $v = 0,6, 1,32, 2,30, 3,48 \text{ m/s}$  untersuchten Büchsen. (Zimmertemperatur:  $t_i$ . Öldruck in der Ölpumpe:  $p_a$ .)

Bemerkt sei hierzu, daß die Belastung bei  $v = 0,6 \text{ m/s}$  ohne Schwierigkeiten bis auf  $170 \text{ kp/cm}^2$  gesteigert werden konnte.

Die Temperatur-Belastungs-Kurven zeigen bei allen Geschwindigkeiten einen ähnlichen Verlauf. Nach einer anfangs zunehmend schneller werdenden Steigung folgt ein langsamer Abschnitt in einem Belastungsbereich, der um so größer wird, je niedriger die Geschwindigkeit ist.

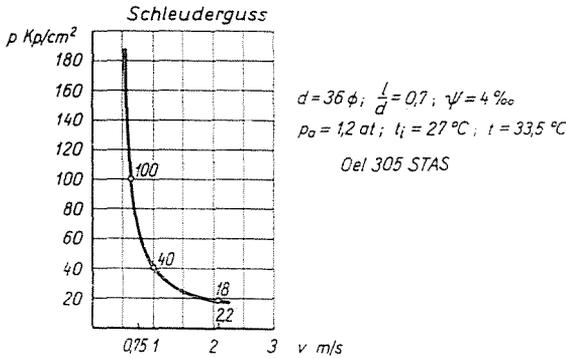


Abb. 3

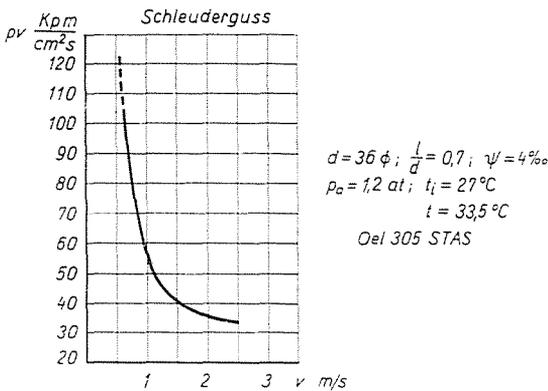


Abb. 4

Nach Erreichen einer »kritischen« Temperaturzone werden die Wärmeverhältnisse ungünstiger, so daß die Temperatur mit der Belastung wieder rasch steigt.

Der merkliche Anfangsanstieg der Kurve erklärt sich wahrscheinlich aus dem größeren Wert des Reibungskoeffizienten. Dagegen ist der rasche Anstieg in der zweiten Phase — die der Belastung die Grenze setzt —, in der Hauptsache durch die Wärmeausdehnung bedingt, die das Spiel verkleinert, weil sich die Kühlverhältnisse verschlechtern. Die Kurven steigen um so höher an, je höher die Geschwindigkeit wird.

Die Kurve  $p = f(v)$  weist bei konstanter Temperatur folgende Werte auf:  
für  $v = 0,75 \quad 1,0 \quad 1,5 \quad 2,2 \text{ m/s}$ ,  
ist  $p = 100 \quad 40 \quad 20 \quad 18 \text{ kp/cm}^2$ .

1.2. Bei Herstellung in der Matrize nach dem Spritzgußverfahren — sehr ökonomisch für große Stückzahlen — beeinflussen die Einspritzbedingungen, d. h. Pressung, Temperatur und Zyklusdauer die Eigenschaften des Halbfabrikats weitgehend. Zu hohe Drücke haben Rißerscheinungen zur Folge, bei zu kleinen Drücken dagegen erscheinen Lücken, die durch Materialkontraktionen verursacht werden.

Hohe Temperaturen ermöglichen die Herstellung einer genauen Form durch die komplette Füllung der Matrize, sie beeinflussen aber in ungünstiger

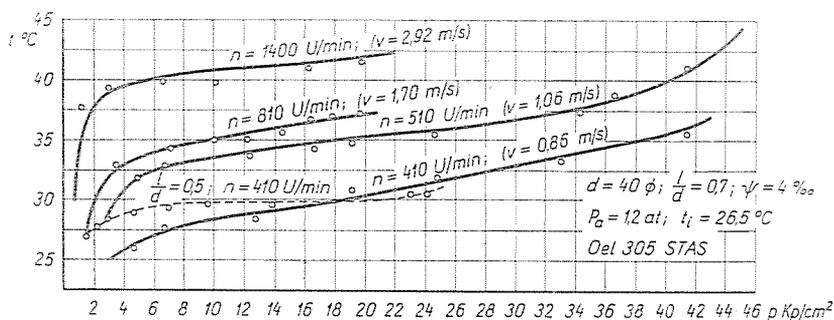


Abb. 5

Weise die mechanischen Eigenschaften des Materials. Die lange Dauer des Einspritzzyklus, d. h. das längere Halten des Materials auf höheren Temperaturen, hat Oxidations- und Zersetzungserscheinungen zur Folge, die zur Verschlechterung der Materialeigenschaften bis zur völligen Unbrauchbarkeit führen können. Ein Teil der untersuchten Büchsen war nicht einwandfrei, aber gerade diese Fehler haben den Einfluß der Herstellung in den Vordergrund gestellt.

Die Lagerbüchsen mit dem Verhältnis  $\frac{1}{d} = 0,7$  und dem relativen Lagerpiel  $\psi = 3,5\text{‰}$  haben sich, wie zu erwarten war, durch mehrmalige Blockierungen, selbst bei Belastungen von nur  $p = 1,8 \text{ kp/cm}^2$  und bei Geschwindigkeiten von  $v = 1-1,3 \text{ m/s}$ , als unbrauchbar erwiesen.

Mit dem Relativspiel  $\psi = 4\text{‰}$  erhielten wir:

bei  $v = 0,75 \quad 1,0 \quad 2,2 \text{ m/s}$ ,  
ein  $p = 40 \quad 25 \quad 7,5 \text{ kp/cm}^2$ ,

d. h. weniger als 50% der zuvor erzielten Belastungen, bei sehr ähnlichem thermischem Zustand (Abb. 5—7).

Wahrscheinlich ist dieser Unterschied auch auf die Molekulargewichtsdispersion zurückzuführen.

Besonders interessant sind die Ergebnisse für das Verhältnis  $\frac{1}{d} = 0,5$  bei gleichem relativem Lagerspiel; diese Kurve liegt teilweise über und teilweise unter der für  $\frac{1}{d} = 0,7$  gültigen Kurve (Abb. 5). Qualitativ deckt sich

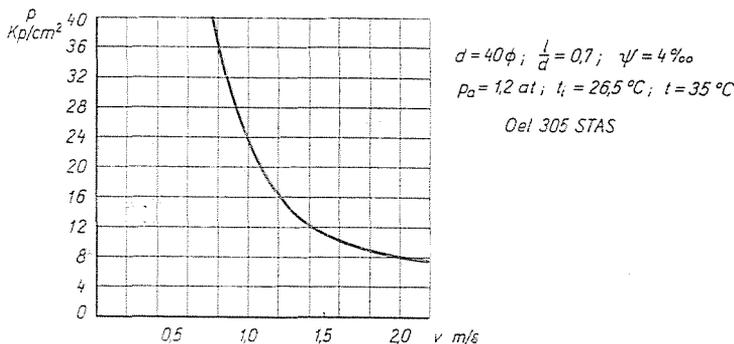


Abb. 6

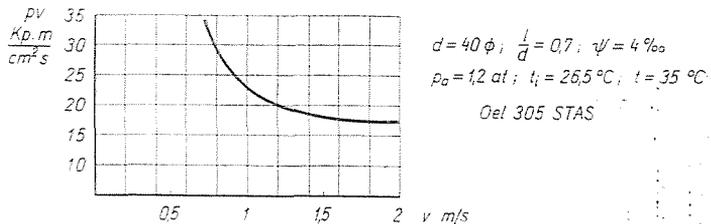


Abb. 7

dieses Ergebnis mit der bekannten, für metallische Lager gültigen Festsetzung, in dem Sinne, daß die Temperaturverhältnisse bei gleichen Durchmesser- und Lagerspielverhältnissen ungünstiger werden, wenn man die Länge der Lagerschale unter einem Optimalwert verkleinert.

Bei den Plastmassen tritt noch der Einfluß der stärkeren Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von der Geschwindigkeit und besonders von der Belastung hinzu (Abb. 8—9).

Bei den größeren Relativlagerspielen von 5,6‰ und 9,7‰ und den größeren Ölmengen, die eine intensive Wärmeabfuhr sicherten, erhielten wir Belastungen von 70—80 kp/cm<sup>2</sup> bei Temperaturen unter 40 °C (Abb. 10—12).

Aus Abb. 13 ist das Verhalten dreier Polyamidqualitäten (ähnlich Klasse Polyamid 6) bei einer Geschwindigkeit von 0,9 m/s ersichtlich. Die drei Kurven, die die Abhängigkeit  $t = f(p)$  angeben, verlaufen gleich.

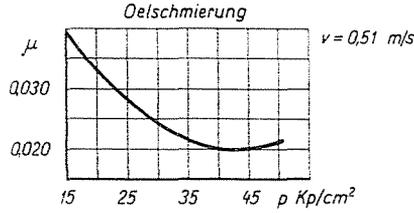


Abb. 8

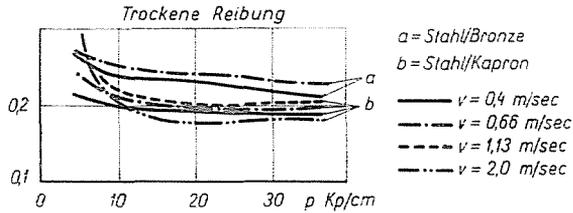


Abb. 9

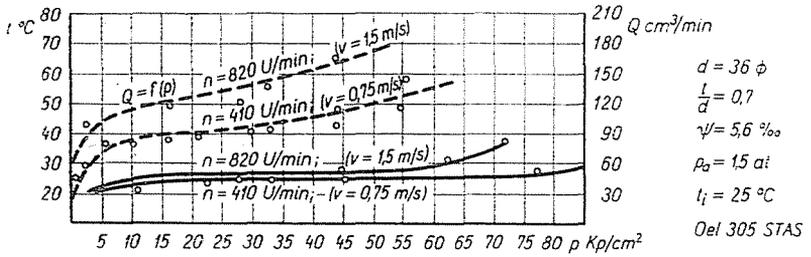


Abb. 10

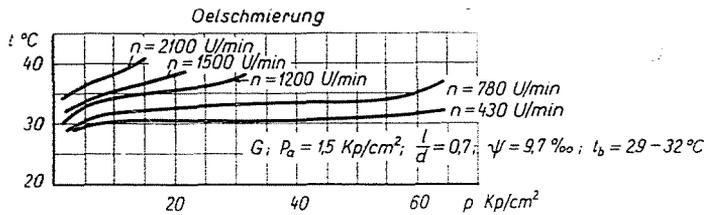


Abb. 11

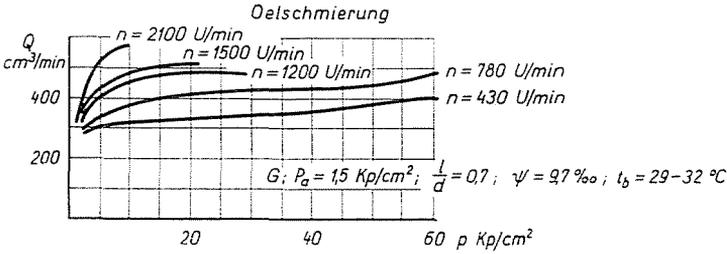


Abb. 12

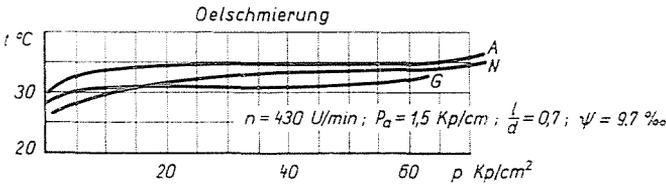


Abb. 13

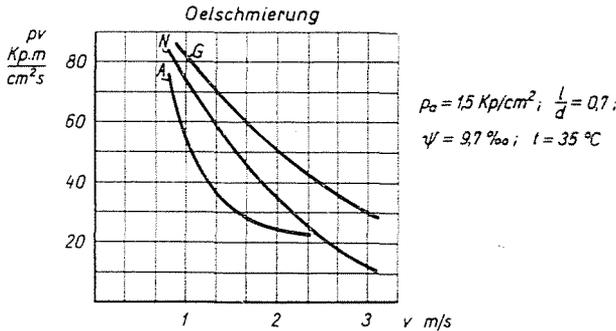


Abb. 14

In Abb. 14 sind für dieselben Büchsen die Kurven  $pv = f(v)$  dargestellt.

1.3. Beim Trockenlauf (angenäherter Trockenlauf) wurden nur die im Spritzgußverfahren hergestellten Büchsen untersucht. Wir nennen diese Betriebsbedingung »angenäherter Trockenlauf«, weil die Büchsen einmal, noch vor der Montage, leicht mit einer dünnen Fettschicht geschmiert werden und später, während der Untersuchung, keine Schmierung mehr erhalten.

Unter solchen Bedingungen begrenzt die starke Wärmeentwicklung die Belastung auf niedrige Werte, wie das die folgenden Zahlen (und Abb. 15) zeigen:

|      |            |        |                            |
|------|------------|--------|----------------------------|
| bei  | $v = 0,9$  | $1,6$  | $2,5$ m/s,                 |
| ist  | $p = 2,75$ | $2,5$  | $1,8$ kp/cm <sup>2</sup> , |
| bzw. | $t = 37,5$ | $42,5$ | $48$ °C.                   |

Wie man sieht, vermindert sich die Belastungsmöglichkeit im Trockenlauf selbst bei so großen, vor der Belastung vorhandenen Relativlagerspielen, die die Blockierung vermeiden, auf  $p_m$ -Werte, die bloß 3—3,5% jener Belastungen erreichen, die bei der Ölschmierung mit intensiver Wärmeabfuhr möglich waren. Es ist dies das Resultat des Zusammenwirkens der größeren Wärmeentwicklung, der großen Wärmeausdehnung sowie der schlechten Wärmeleitung der Plastmasse.

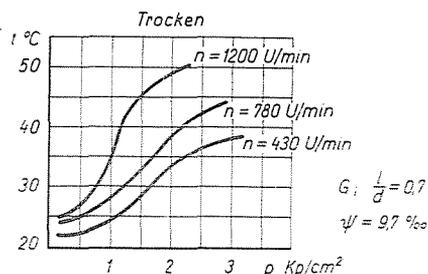


Abb. 15

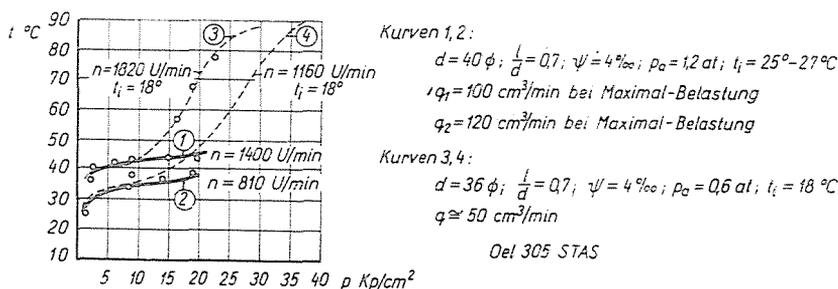


Abb. 16

1.4. Hieraus läßt sich feststellen, daß für jede Folgerung in dieser Richtung die Angabe aller Versuchsbedingungen notwendig ist, weil sie die Resultate ganz beträchtlich beeinflussen.

Abb. 16 zeigt z. B. bei Polyamidbüchsen mit gleichem Verhältnis  $\frac{l}{d}$  und gleichem Relativspiel  $\psi$  je nach den Materialeigenschaften und der zugeführten Ölmenge Kurven  $t = f(p)$  mit verschiedenem Verlauf.

2. In bezug auf das thermische Verhalten während des Laufes — dem sogenannten thermischen Zustand — sind Unterschiede gegenüber der Materialpaarung Stahlzapfen auf Metallbüchse hervorzuheben. Die Ursachen sind teilweise in den oben angeführten ungünstigeren Verhältnissen, teilweise aber in der Neigung der Plastmasse zum Anschwellen, in der unterschiedlichen

Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von Geschwindigkeit und Belastung, schließlich in der Natur der in den Grenz- bzw. Übergangszonen im Schmierstoff-Büchsenmaterial stattfindenden Prozesse selbst zu suchen.

Die theoretischen und experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, daß selbst bei Metallbüchsen manche Unterschiede zwischen den auf analytischem Wege mit Hilfe der hydrodynamischen Theorie gewonnenen Ergebnissen einerseits, und der Wirklichkeit andererseits in bezug auf die Druckverteilung in der tragenden Zone sowie auf die Lage des Zapfens in der Schale während des Laufes bestehen.

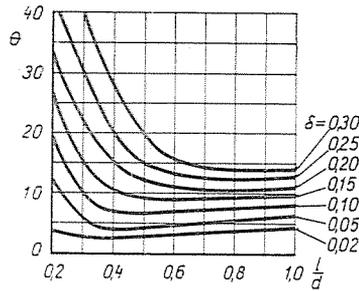


Abb. 17

Die Elastizität der Welle, die lokalen Verformungen der Lagerschale sowie die durch die Temperatur und durch den Druck in der Schmier-schicht bedingte Viskositätsänderung sind die Ursachen dieser Unterschiede. Die vereinfachten rechnerischen Lösungen, die die mathematischen Schwierigkeiten zu umgehen bestrebt sind, sowie die verwickelten Prozesse der Lagerreibung haben zu einer noch größeren Streuung der Ergebnisse über die Werte des für die Reibung charakteristischen Ausdrucks  $\mu/\psi$  geführt. Bei den Plastmassebüchsen sind diese Schwierigkeiten noch größer.

2.1. Für die Berechnung der Lagertemperatur werden gewöhnlich die Gleichung des thermischen Gleichgewichtes und die Kurvenschaar  $\theta = \frac{v}{q_z^*} = \Theta\left(\frac{l}{d}, \delta\right)$  benutzt (Abb. 17), in der  $\delta = \frac{h_{\min}}{\Delta r} = \text{const.}$   $\theta$  auf die Ordinate und  $\frac{l}{d}$  auf die Abszisse aufgetragen werden. Hierin bedeutet  $\mu$  den Reibungskoeffizienten;  $v$  die Umfangsgeschwindigkeit des Zapfens,  $q_z^* = \frac{Q}{dl}$  die spezifische Ölmenge,  $\delta$  die Relativdicke des Schmierfilms,  $\Delta r$  das Radialspiel des Zapfens in der Lagerschale. Im vorliegenden Falle erschien es geeigneter,  $\delta$  als Parameter auf die Abszisse aufzutragen.

Auf dieser Weise wurden die Kurven  $\theta$  für das Verhältnis  $\frac{l}{d} = 0,7$  auf-gezeichnet (Abb. 18), u. zw.:

- a) die direkt abgeleiteten durch Änderung des Abszissenparameters unter Anwendung der für Metall-Lagerschalen geltenden Kurvenschaar;  
 b) die mit Hilfe der Gleichung des thermischen Gleichgewichts

$$\theta = \frac{1}{p_m} \left[ \left( \frac{C'_l}{q_z^*} + \frac{C_0 \gamma_l}{A} \right) (t - t_i) + \frac{C'_l}{q_z^*} (t_i - t_0) \right]$$

berechneten Kurven, durch Einführung der nötigen Werte, die den für  $n = 1220$  U/min ( $v = 2,3$  m/s) und  $n = 1850$  U/min ( $v = 3,48$  m/s) bei der Unter-

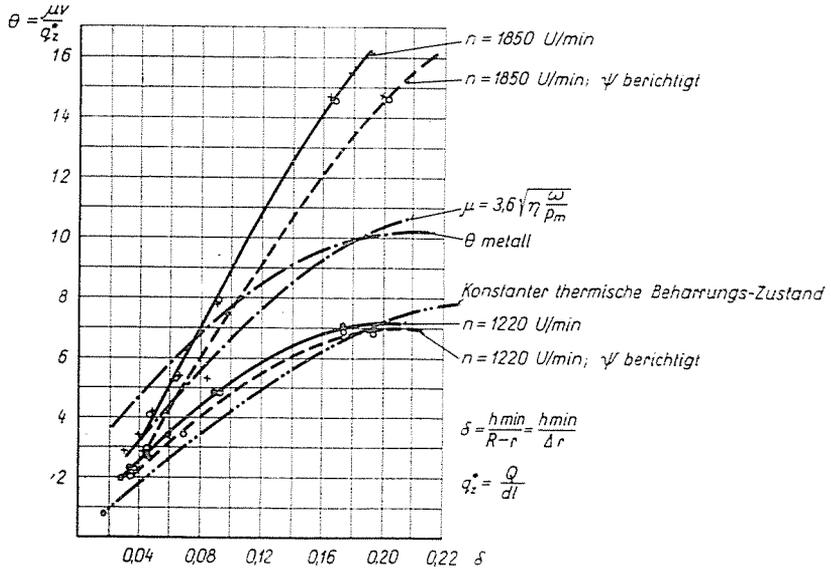


Abb. 18

suchung der Polyamidbüchsen erhaltenen Kurven (Abb. 1 u. 2) entnommen wurden. Außer den obigen Bezeichnungen bedeutet hier:  $C_0$  [Kcal/Kp Grd] die spezifische Wärme des Öls,  $\gamma_l$  [kp/cm<sup>3</sup>] das spezifische Gewicht des Öls,  $A = \frac{1}{427 \cdot 10^2} \left[ \frac{\text{K cal}}{\text{cm kp}} \right]$  den Wärmeäquivalentwert,  $C'_l$  einen Beiwert in  $\left[ \frac{\text{Kp cm}}{\text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{Grd}} \right]$  der die Wärmeabfuhrfähigkeit des Lagers kennzeichnet,  $t$  [°C] die Mitteltemperatur der Schmierschicht;  $t_i$  [°C] die Öl-Eintrittstemperatur,  $t_0$  [°C] die Umgebungstemperatur. Diese Kurven sind nur annähernd gültig, weil die entsprechenden Werte den für Metall-Lager aufgestellten Tragfähigkeitskurven ( $C_p$ -Kurven) entnommen wurden;

- c) die unter Berücksichtigung der Änderung des Lagerspiels bei der Lauf-temperatur berichtigten Kurven;

d) die unter Einführung des oft empfohlenen Wertes  $\mu = 3,6 \sqrt{\frac{\eta \omega}{P_m}}$  berechneten Kurven, mit  $\eta$ -,  $\omega$ - und  $P_m$ -Werten, die bei der Untersuchung für  $n = 1220$  U/min ermittelt wurden:

e) die  $\theta$ -Kurve bei stabilem thermischem Zustand für  $t = 33$  °C,  $t_i = 27$  °C auf Grund der in den Abb. 2 und 3 dargestellten Diagramme.

Hieraus können folgende Schlüsse gezogen werden:

a) Die für Polyamide geltenden Kurven überdecken sich nicht mit den für Metall gültigen;

b) es erscheint eine Abhängigkeit der  $\theta$ -Kurven von der Umdrehungszahl bzw. von der Geschwindigkeit, als Folge der Veränderlichkeit des Teilausdrucks  $\frac{t}{P_m} = \frac{t - t_i}{P_m}$  und der spezifischen Ölmenge  $q_2^*$  bzw. des thermischen Zustands;

c) die Veränderlichkeit der vorhin genannten Größen beeinflusst gleichzeitig auch den Reibungskoeffizient  $\mu$ , was als Grund für die Veränderlichkeit der Lage der  $\theta$ -Kurven hinzutritt;

d) die durch die Wärmeausdehnung bedingte Änderung des relativen Spieles  $\psi$  ist in diesem Falle von Bedeutung, da der Wärmeausdehnungskoeffizient der Polyamide im Vergleich zu dem der Metalle groß ist.

Bei Benutzung der Plastmasse ist die Wirkung der Temperatur auf die Viskosität  $\eta$  einerseits und auf das relative Spiel  $\psi$  andererseits, nicht mehr zu vernachlässigen.

e) Die  $\theta$ -Kurven für Polyamide und für Metalle haben einen ähnlichen, aber nicht identischen Verlauf. Die ersten verlaufen im vorliegenden Falle etwas tiefer, weil in den für Metall geltenden  $\theta$ -Werten nur die auf Grund der hydrodynamischen Theorie abgeleitete Ölmenge berücksichtigt wird, während bei der Polyamidbüchse die mit der Pumpe eingeführte Ölmenge bedeutend größer ist und den Hauptweg der Wärmeabfuhr darstellt.

Die mit dem Wert  $\mu = 3,6 \sqrt{\frac{\eta \omega}{P_m}}$  aufgetragene  $\theta$ -Kurve besitzt eine mittlere Lage, liefert also eine befriedigende Annäherung.

3. Die isolierenden Eigenschaften der Plastmassen beeinflussen nicht nur die Mitteltemperatur des Lagers, sondern auch das Temperaturfeld der Schmierschicht. Diese Vermutung gab uns die Veranlassung, vergleichende Temperaturfeld-Messungen für Metall-(Bronze-) und für Plastmasse-Büchsen durchzuführen, u. zw. unter Benutzung ein und desselben Zapfens. Hierbei wurde das Verhältnis  $\frac{l}{d} = 1$  gewählt; das relative Spiel  $\psi$  betrug 2,5‰ bei der Bronzebüchse, 9,7‰ bei der Polyamidbüchse.

Die bei verschiedenen Geschwindigkeiten und verschiedenen Belastungen laufenden Versuche sind noch im Gange.

Die ersten Resultate (Abb. 19—21) scheinen doch von Interesse zu sein: bei gleichen Umfangsgeschwindigkeiten und gleicher Belastung ist der Unterschied zwischen der maximalen und der minimalen Temperatur bei der Poly-

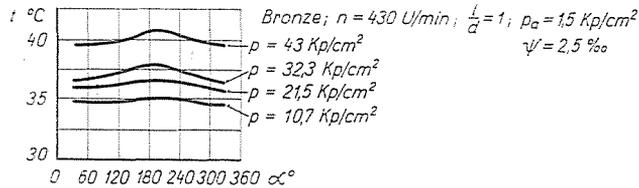


Abb. 19

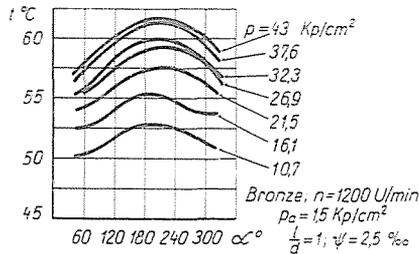


Abb. 20

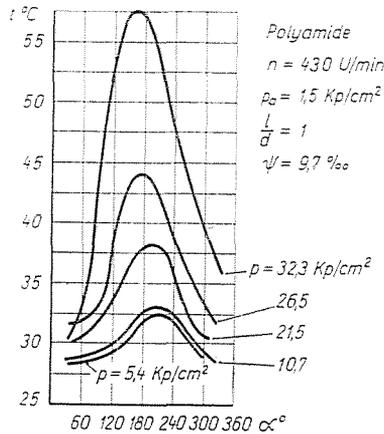


Abb. 21

amidbüchse wesentlich größer als bei der Metallbüchse, trotzdem bei der ersten der Öldurchfluß ein Vielfaches desjenigen bei der zweiten war.

Bei einer Belastung von 32,3 kp/cm<sup>2</sup> und einer Geschwindigkeit von 0,9 m/s z. B. erreichte die Höchsttemperatur bei der metallischen Büchse den Wert von 41,5 °C, während sie bei der Polyamidbüchse bis 57,5 °C anstieg.

Diese Resultate sind in zweifacher Hinsicht von Bedeutung:

1. Sie zeigen, daß bei Plastmassenbüchsen eine gemessene Mitteltemperatur des Lagers in einzelnen Punkten der Schmierschicht bedeutend überschritten werden kann, was eine Gefahr darstellt.

2. Es ist allgemein bekannt, daß die Viskosität weitgehend von der Temperatur abhängt. Die Annahmen mancher Forscher über das Gesetz der Veränderlichkeit der Viskosität im Lagerfilm, die für Metall-Lager eine ausreichende Genauigkeit bieten könnten, geben für Plastmassebüchsen wahrscheinlich nicht dieselbe Annäherung an die Wirklichkeit.

Es ist sogar möglich, daß für dicke Büchsen aus Plastmasse, die für Metallager gültigen Ähnlichkeitsgesetze der Ölströmung im Schmierfilm charakteristische Anpassungen benötigen.

### Zusammenfassung

Verfasser behandelt vergleichende Versuche mit teils nach dem Schleuderguß, teils nach dem Spritzgußverfahren hergestellten Plastmasse-Lagerbüchsen und macht Angaben über die Belastbarkeit, die Temperaturabhängigkeit und die Wärmezahl. Nach Erreichen einer kritischen Temperaturzone werden die Wärmeverhältnisse ungünstiger. Der Reibungskoeffizient ändert sich bei den Plastmassenbüchsen mit der Geschwindigkeit, besonders mit der Belastung und hängt auch davon ab, ob Ölschmierung oder trockene Reibung vorliegt. Die isolierenden Eigenschaften der Plastmassen beeinflussen nicht nur die Mitteltemperatur des Lagers, sondern auch das Temperaturfeld der Schmierschicht. Vergleichende Temperaturfeld-Messungen wurden bzw. werden noch für Metall- (Bronze-) und für Plastmasse-Büchsen durchgeführt.

Prof. Dr. Gheorghe MANEA, Bucureşti, Bd. Bălcescu 16. Rumänien.