

Die Theorie auf dem Gebiet des Verdichtens landwirtschaftlicher Halmgüter

Institut für Landmaschinen, TH Braunschweig

In vorigen Heft der „Landtechnischen Forschung“ hat MATTHIES [1] einen zusammenfassenden, chronologisch geordneten Überblick über diejenigen Arbeiten gegeben, die auf dem Gebiet des Verdichtens von Halmgut die konstruktive Entwicklung beeinflusst beziehungsweise besonders gefördert haben. Hier soll anschließend daran eine auch für den Konstrukteur überschaubare, gründlich überarbeitete Zusammenfassung der bisher auf dem Gebiete des Verdichtens von Halmgut vorhandenen theoretischen Grundlagen gebracht werden. Eine weitere Veröffentlichung wird dann die beim Einsatz von Hochdruckpressen gewonnenen Untersuchungsergebnisse behandeln.

Bereits um die Jahrhundertwende wurde versucht, Unterlagen über das Verdichten von Halmgut zu gewinnen. KÜHNE [2] berichtet über die von der DLG schon im Jahre 1903 durchgeführte Hauptprüfung von Langstropfpresen. BERNSTEIN [3] brachte im Jahre 1912 in seiner Arbeit das erste zur Theorie des Verdichtens gehörende Diagramm. Es zeigt den Leistungsbedarf einer Strohprelle in Abhängigkeit von der Raumdichte der Ballen bei einem Durchsatz von 2 t/h Roggenstroh. In dieser Arbeit entwickelt bereits BERNSTEIN durch eine Überlegung eine Abhängigkeit zwischen Preßdruck und Dichte:

$$p = c_0(\varrho - \varrho_u)^2 + c_1(\varrho - \varrho_u) \quad (0)$$

Verwendete Bezeichnungen:

<i>A</i>	Gesamtverdichtungsarbeit im Preßtopf
<i>A_k</i>	Reine Kompressionsarbeit
<i>A_s</i>	Gesamtarbeit beim Strangpressen
<i>A_v</i>	Verschiebearbeit beim Strangpressen
<i>B</i>	Gl. (35)
<i>B₀</i>	Konstante in der Verdichtungsgesetzmaßigkeit, Gl. (8)
<i>C</i>	Konstante in der Verdichtungsgesetzmaßigkeit, Gl. (1), (9), (10)
<i>C'</i>	Konstante in der Verdichtungsgesetzmaßigkeit, Gl. (5)
<i>C*</i>	Konstante bei der Beschreibung örtlicher Abhängigkeit, Gl. (39)
<i>C**</i>	Gl. (46), $C^* \cdot \varrho_u^m$
<i>C₁</i>	Gl. (4), $C \cdot \varrho_u^m$
<i>C₂</i>	Konstante in der Verdichtungsgesetzmaßigkeit, Gl. (6)
<i>C₃</i>	Konstante in der Verdichtungsgesetzmaßigkeit, Gl. (6)
<i>C₄</i>	Gl. (7), C_3/ϱ_u
<i>E</i>	Elastizitätsmodul
<i>E_{vol}</i>	Volumen-Elastizitätsmodul
<i>F_k</i>	Kolbenfläche
<i>F</i>	Örtliche Querschnittsfläche des Preßraumes
<i>G</i>	Gl. (67)
<i>H</i>	Gl. (68)
<i>K</i>	Gl. (26), U/P
<i>K_{1, 2, 3}</i>	Gl. (27), (28), (29)
<i>M₀</i>	Füllmenge bzw. Füllmenge je Hub
<i>U</i>	Umfang eines Volumenelementes (Bild 11)
<i>X_G</i>	auf die Gesamtmasse bezogene Gutfeuchte
<i>a</i>	Preßkanalhöhe (Bilder 11 und 12)
<i>a_m</i>	mittlere Preßkanalhöhe, Gl. (60)
<i>a_x</i>	örtliche Preßkanalhöhe an der Stelle <i>x</i> (Bild 12)
<i>b</i>	Preßkanalbreite (Bild 12)
<i>c₀</i>	Konstante in Gl. (0)
<i>c₁</i>	Konstante in Gl. (0)
<i>d</i>	Durchmesser des Preßkanals (Bild 11)
<i>f, g</i>	Funktionsausdrücke (mit Klammern dahinter)
<i>l</i>	jeweilige Preßraumlänge (Bild 4)
<i>l_u</i>	Preßraumlänge, die ϱ_u entspricht (Bild 4)
<i>m, m'</i>	Exponent in den Verdichtungsfunktionen
<i>n</i>	Exponent in der Verdichtungsfunktion, Gl. (8)
<i>p</i>	Druck
<i>p_b</i>	Druck am Boden des Preßtopfes (Bild 4)
<i>p_e</i>	Druck beim Austritt aus einem Preßkanal (Bild 12)
<i>p_s</i>	örtlicher Seitendruck
<i>p_k</i>	Druck an der Kolbenstirnfläche
<i>p_{k max}</i>	maximaler Druck an der Kolbenstirnfläche
<i>p_x</i>	örtlicher Längsdruck (in <i>x</i> -Richtung) an der Stelle <i>x</i> (Bild 11 bzw. 12)
<i>p_{y, p_z}</i>	örtliche Drücke in <i>y</i> - bzw. <i>z</i> -Richtung (Bild 12)
<i>p_{yo}</i>	Druck in <i>y</i> -Richtung im äußeren Kolbentotpunkt (Bild 12)
<i>p_{ye}</i>	Druck in <i>y</i> -Richtung am Kanalende (Bild 12)
<i>p_w</i>	einer Reibkraft entsprechender Druck (Gl. (5))
<i>s</i>	Weg des Kolbens (Bild 10)
<i>t_{ff}</i>	Haltezeit, über die ein Druck konstant gehalten wird
<i>v_k</i>	Kolbengeschwindigkeit
<i>v</i>	1/g. spez. Volumen
<i>x</i>	Koordinate (von der Kolbenstirnfläche (Bild 10) bzw. auch vom äußeren Kolbentotpunkt (Bild 12) in Preßrichtung)
<i>y</i>	Koordinate (Bild 11)
<i>z</i>	Koordinate (Bild 11)
<i>α</i>	Verengungswinkel des Preßkanals (Bild 12)
<i>ε_{x, y, z}</i>	Dehnung (Zusammendrückung) in den drei Koordinatenrichtungen
<i>ρ</i>	mittlere Raumdichte des gepreßten Halmgutes
<i>ρ_f</i>	Reindichte (ohne Luftanteil)
<i>ρ_u</i>	mittlere Raumdichte des ungepreßten Halmgutes
<i>ρ_x</i>	örtliche Raumdichte an der Stelle <i>x</i>
<i>ρ_{max}</i>	zu <i>p_{max}</i> gehörige mittlere Raumdichte
<i>μ</i>	Reibbeiwert zwischen Preßgut und Wand
<i>ν</i>	(POISSONSche) Querszahl des Preßgutes

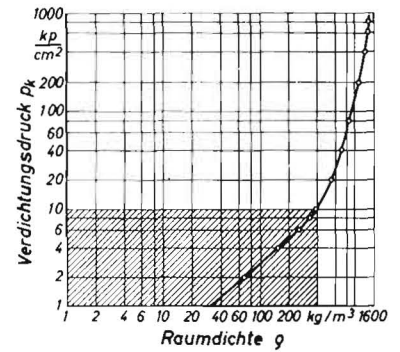
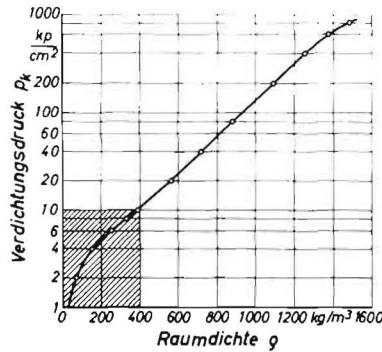
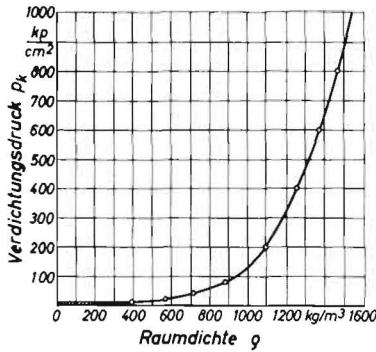
Diese für Stroh aufgestellte Gesetzmäßigkeit wurde später in ähnlicher Form auf experimentellem Wege ganz allgemein für Halmgut ermittelt. Nach diesen ersten Anfängen zur Ermittlung der theoretischen Zusammenhänge beim Verdichten sind eine ganze Reihe von Untersuchungen auf diesem Gebiet durchgeführt worden.

Eine übersichtliche Darstellung dieser Arbeiten verlangt einige wesentliche Beschränkungen bei der Behandlung der Theorie. So wird hier nur auf das Verdichten durch reine Druckkräfte eingegangen; auf die Behandlung der Möglichkeit des Verdichtens durch Verdrehen [4] und ähnliche Methoden wird hier verzichtet. Weiter wird das Halmgut als homogene und isotrope¹⁾ Masse behandelt; geschichtetes Glattstroh mit offensichtlich anisotropem Verhalten wird also ausgeklammert. Alle Verdichtungsvorgänge werden zunächst als quasistatisch angenommen, nur in einem Fall wird der Geschwindigkeitseinfluß erwähnt. Gerade diese letzte Beschränkung verdient hervorgehoben zu werden, denn bei der Untersuchung einer Hochdruckpresse heutiger Bauart kommt den dynamischen Einflüssen eine besondere Bedeutung zu. Bei den Verdichtungsvorgängen wird nur die Belastung behandelt; auf die Entlastung, die bei statischer Betrachtung von untergeordneter Bedeutung ist, wird hier nicht eingegangen. Weiterhin wird auf die Wiedergabe von theoretischen Untersuchungen in allen den Fällen verzichtet, in denen sich herausgestellt hat, daß sie für den Konstrukteur nicht wichtig sind. Schließlich wird — sofern nicht ausdrücklich darauf hingewiesen wird — unter Halmgut getrocknetes Gut, also Heu oder Stroh, verstanden.

Bei der Beschreibung der Vorgänge in bisher vorliegenden Veröffentlichungen wurde für die Aufzeichnung von Diagrammen häufig sogenanntes Exponential-Papier (einfach logarithmisch) und auch Potenz-Papier (doppelt logarithmisch) verwendet. Da diese Darstellungsweise nicht sehr anschaulich ist und um den gesamten Bereich, in dem sich Verdichtungsvorgänge abspielen, deutlich zu machen, sind in den Bildern 1 bis 3 gleiche Meßwerte einer Verdichtungskurve in verschiedenen Maßstäben aufgetragen. Die Schraffur kennzeichnet den Bereich, der von den bisher bekannt gewordenen Untersuchungen erfaßt wurde. Diese Gegenüberstellung zeigt, wie stark sich die Art der Auftragung auf die Anschaulichkeit auswirkt, in welchem Bereich die Hochdruckpressen heutiger Bauart (0 . . . 5 kp/cm²) arbeiten und wie groß im Vergleich dazu die Drücke (ca. 400 bis 800 kp/cm²) und Dichten beim Brikkettieren [5] sind. Es ist versuchstechnisch nicht möglich, eine Verdichtungskurve über den gesamten Bereich mit gleicher Genauigkeit aufzunehmen, da Versuchs- und Meßeinrichtung für verschiedene Druckbereiche unterschiedlich dimensioniert werden müssen.

Technologisch gesehen muß unterschieden werden zwischen dem Pressen gegen einen festen Boden (geschlossener Preßtopf) und dem Pressen gegen die Reibkraft eines Halmgutstranges in einem Preßkanal (Strangpresse). Für diese beiden Verdichtungsmethoden sind in den Bildern 4 und 5 Schemaskizzen und zugehörige Kraft-Weg-Diagramme aufgezeichnet. Für das Strangpressen sind Schneidkräfte — wie sie bei modernen Aufsammel-Hochdruckpressen auftreten — nicht berücksichtigt worden. Da die Dichte ϱ eine Funktion des Weges *s* ist, wurde als Abszissengröße neben dem Weg die Dichte verwendet; dadurch ergeben sich die anschaulicheren Druck-Dichte-Diagramme (Arbeitsdiagramme), die im folgenden erläutert werden sollen. In beiden Diagrammen kennzeichnet der Punkt *u* den Beginn des Preßvorganges; er liegt in Wirklichkeit weiter links, da die große Volumenveränderung einen zu Beginn des Verdichtungsvorganges langen Weg mit sehr geringen Verdichtungskräften bedingt. Die Diagrammgröße wird wegen der am Anfang geringen Kräfte durch die praktisch nur ungenau festzulegende Lage von *u* jedoch nur wenig beeinflusst, wie auch ein Indikator-Diagramm (Bild 6) zeigt. Gegen Ende des Verdichtungsvorganges steigt der Druck über der Dichte bis zum Punkt *c* stark an. Mit zunehmender Füllmenge beziehungsweise

¹⁾ Homogen: Makroskopisch an allen Stellen gleich beschaffen. Isotrop: In jeder Belastungsrichtung gleiches Elastizitätsverhalten



Bilder 1 bis 3: Verdichtungsdruck p_k in Abhängigkeit von der mittleren Raumdichte ρ bei verschiedener Auftragsart für dieselbe Verdichtungskurve
Bild 1 (links): Beide Achsen linear geteilt; Bild 2 (Mitte): Ordinate logarithmisch, Abszisse linear geteilt (halblogarithmisch); Bild 3 (rechts): Beide Achsen logarithmisch geteilt (doppelt logarithmisch)

Preßmenge je Hub beginnt dieser Anstieg eher. Der Punkt a kennzeichnet einen beliebigen Punkt im Verlauf des Verdichtungs Vorganges, F die Querschnittsfläche des Verdichtungsraumes.

Beim Verdichten im Preßtopf (Bild 4) steigt der Druck bis auf den durch Preßeinrichtung und Füllmenge vorgegebenen Maximalwert $p_{k \max}$ (Punkt c), wobei die Füllmenge die größte Dichte ρ_{\max} erreicht. Bei Entlastung fällt nun der Druck zunächst steil ab. Im Punkt d' mögen Kolbenkraft und Rückstellkraft des expandierenden Halmgutes gerade gleich groß sein. Da aber von diesem Punkt an die Reibkraft zwischen Halmgut und Wand der Rückstellkraft entgegengesetzt gerichtet ist, beginnt erst im Punkt d'' mit weiter fallender Kolbenkraft die Rückstellbewegung und damit eine Dichteabnahme. Die schraffierte Fläche unter der Kurve u — c stellt die reine Verdichtungsarbeit dar. In beiden Diagrammen ist die unschraffierte Zwickelfläche, d'', g, h, proportional der durch Rückstellkräfte geleisteten Arbeit. Ergänzend ist im Diagramm noch der Wert für ρ_f , die Reindichte, eingetragen. Diese entspricht dem theoretischen Grenzwert der Verdichtung, von dem ab die Füllmenge als feste Masse praktisch inkompressibel wird, eine Druckerhöhung also keine Dichteerhöhung mehr bringen kann.

Beim Strangpressen (Bild 5) wird der zum Punkt c gehörige Druck $p_{k \max}$ durch die Reibkraft am Strang festgelegt. Die Kolbenkraft übersteigt in c die Summe der Reibungswiderstände. In diesem Augenblick setzt sich der vor der Kolbenstirnfläche liegende Strang in Bewegung, wobei gleichzeitig der Reibbeiwert der Ruhe auf den der Bewegung abfällt. Die Kolbenkraft fällt aber nicht in gleicher Weise ab, da sich die dynamisch bedingten Kräfte für die Beschleunigung des Gutstranges überlagern. Im Bild 5 ist ein linearer Druckabfall vom Punkt c nach d angenommen worden. In d ist der äußere Totpunkt (Ä. T.) des hier angenommenen Kurbeltriebes erreicht, die Strangbewegung ist beendet, und analog zum oben beim Preßtopf beschriebenen Vorgang fällt der Druck über d', d'' und h auf Null ab. Auch hier entspricht der schraffierten Fläche unter der Kurve u — c die reine Verdichtungsarbeit. Hinzu kommt aber die unter dem Kurvenabschnitt c — d liegende Fläche, die der zum Verschieben und zur weiteren Formänderung des Stranges notwendigen Arbeit entspricht. Ein Vergleich der Arbeitsdiagramme zeigt sehr deutlich den überaus großen Energieverbrauch für das Verschieben gegenüber dem für das reine Verdichten.

Bei der Darstellung der theoretischen Zusammenhänge für das Verhalten von Halmgütern unter Druckeinwirkung muß unterschieden werden zwischen:

der während des Verdichtens erzielbaren mittleren Raumdichte einer Halmgutmasse in Abhängigkeit vom Druck an der Stirnfläche des Preßkolbens (Kolbendruck) und

der örtlichen Raumdichte an einer beliebigen Stelle einer unter Druck stehenden Halmgutmasse und deren Abhängigkeit vom Druck an dieser Stelle (örtlicher Druck).

Beide Größen hängen zwar ursächlich vom Druck an der Kolbenstirnfläche ab, und sie gehören auch technologisch eng zusammen. Aus Gründen der Übersichtlichkeit müssen sie aber im folgenden klar auseinandergelassen werden.

Mittlere Raumdichte als Funktion des Kolbendruckes

Bei den meisten der bisher durchgeführten Untersuchungen wurde in erster Linie die errechnete mittlere Raumdichte einer Halmgutmasse (Dichte ρ) in Abhängigkeit vom Druck an der Kolbenstirnfläche (Kolbendruck p_k) bestimmt. Die bei diesen Untersuchungen erarbeitete Theorie soll daher hier zunächst behandelt werden. Dabei ist als erste Untersuchung die Arbeit von FRANKE [6] zu nennen, der im Jahre 1933 Messungen zur Bestimmung der in Strohpressen auftretenden Drücke angestellt hat. Er benutzte ein Gunmikissen, welches im Preßkanal (Querschnitt: 50 cm × 60 cm) einer stationären Krummstroh-Presse mit jedem Kolbenhub weitergeschoben wurde. Mit dieser Anordnung bestimmte er

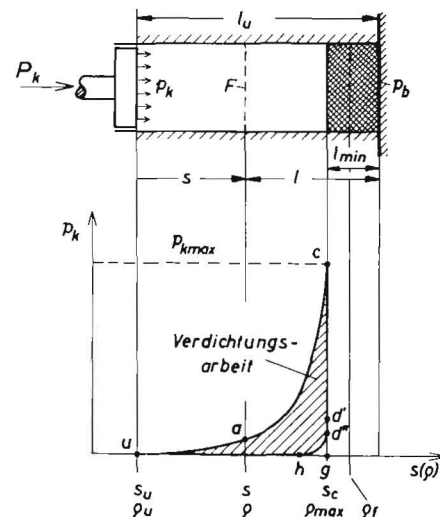


Bild 4: Verdichtungs Vorgang im Preßtopf (schematisch) und Arbeitsdiagramm

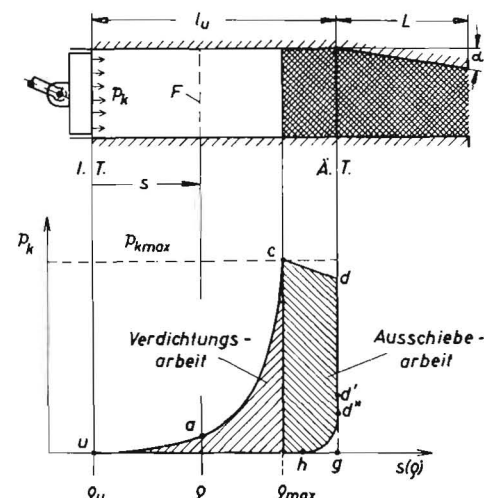


Bild 5: Verdichtungs Vorgang beim Strangpressen (schematisch) und Arbeitsdiagramm

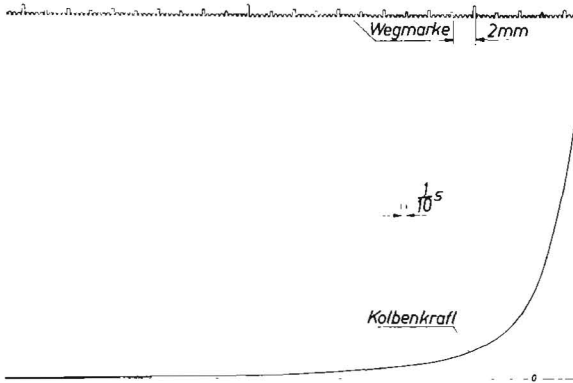


Bild 6: Verdichtungsprozess im Kraft-Weg-Oszillogramm für einen Preßtopfversuch

in erster Linie die örtlichen Drücke innerhalb einer Halmgutmasse in Abhängigkeit vom Abstand (des Gummikissens) von der äußeren Totlage des Preßkolbens ([1], Bild 8). Örtliche Raumdichten wurden jedoch nicht ermittelt. FRANKE hat aber durch Ausmessen des Ballenvolumens in der Nähe des Preßkanalanfanges und durch späteres Wiegen die mittlere Ballendichte ermittelt. In einem Diagramm trug er über der so festgelegten mittleren Ballendichte die zugehörige im Strang gemessene maximale Druckspannung auf. Die so ermittelte Abhängigkeit zwischen Preßdruck und Ballendichte bildet also insofern eine gewisse Ausnahme hinsichtlich der oben vorgenommenen Trennung in mittlere und örtliche Raumdichte, als örtliche Drücke über der mittleren Dichte aufgetragen wurden, sie zeigt aber die gleiche Tendenz, wie sie sich bei der Auftragung des Kolbendruckes über der mittleren Dichte ergibt.

SKALWEIT [7] hat 1938 bei Laborversuchen in einem Kasten (20 cm × 120 cm) Stroh unter einem Drucksteimpel mit einer Belastungsgeschwindigkeit von etwa 0,5 mm/s verdichtet. Er ermittelte dabei den Druck an der Kolbenstirnfläche und die zugehörige mittlere Raumdichte. Er fand für diese Abhängigkeit einen ähnlichen Kurvenverlauf, wie er sich bei FRANKE bei der oben beschriebenen Auftragung ergeben hatte, und er formulierte die Gesetzmäßigkeit²⁾

$$p_k = C \varrho^m, \quad (1)$$

die sich im doppelt-logarithmischen Netz als Gerade darstellen läßt, die aber nicht für den Druck 0 gelten kann. Er erhielt im Verlaufe eines Verdichtungsprozesses zwei deutliche Knickpunkte zwischen drei Geraden verschiedener Steigung, und er versuchte, diese Knickpunkte zu erklären. MEWES [8] konnte derartige Erscheinungen bei seinen Versuchen nicht sicher feststellen, und er empfahl, solche Knickpunkte nicht physikalisch beziehungsweise technologisch zu deuten. Unter Anwendung empfindlicherer Meßmethoden wird vom Verfasser zur Zeit versucht, die Ursachen für die Entstehung von Unstetigkeiten herauszufinden.

In Rußland arbeitete vor allem ALFEROW [9] an der Theorie des Verdichtens von Halmgütern. In seiner Veröffentlichung aus dem Jahre 1957 verwendet auch er das von SKALWEIT formulierte Gesetz $p_k = C \varrho^m$ zur Festlegung der rechnerischen Zusammenhänge beim Pressen von Stroh. Unter der Voraussetzung der Erhaltung der Masse ergibt sich mit den Bezeichnungen nach Bild 4:

$$\frac{\varrho}{\varrho_u} = \frac{l_u}{l_u - s} = \frac{l_u}{l}. \quad (2)$$

Unter Verwendung dieser Formel ergibt sich aus Gl. (1) die Abhängigkeit des Kolbendruckes p_k vom Weg s :

$$p_k = C_1 \left(\frac{l_u}{l_u - s} \right)^m. \quad (3)$$

Hierin bedeutet

$$C_1 = C \cdot \varrho_u^m. \quad (4)$$

ALFEROW ermittelte aus Versuchen nur für mit Schlagleisten gedroschenes Roggenstroh unterschiedlicher Feuchtigkeit die C - und

²⁾ Es wird das MKS-System in der Form des sogenannten „gemischten Vierersystems“ [20] verwendet, d. h.: im MKS-System tritt neben die Masse (kg), Länge (m), Zeit (s) und die Kraft (Newton) als Rechengröße das kp (1 kp = 9,81 N = 9,81 kg m/s²), und an die Stelle des spezifischen Gewichtes tritt die Dichte ϱ (kg/m³)

m -Werte, und zwar je nach paralleler oder senkrechter oder regelmäßiger Anordnung der Halme im Kanal. Die gleiche Funktion wie für die Verdichtung — allerdings mit anderen Konstanten — ist nach ALFEROW auch für die Reibkraft an der Wand des Kanals gültig, und zwar in der Form

$$p_w = C' \varrho^{m'}. \quad (5)$$

ALFEROW benutzt zwar das Gesetz $p_k = C \cdot \varrho^m$ für seine Berechnungen; er weist aber darauf hin, daß M. A. PUSTYGIN 1937 die Verdichtungsgesetzmäßigkeiten für $p_k > 3$ kp/cm² als Exponentialfunktion

$$p_k = C_2 e^{C_3 \frac{l_u}{l_u - s}}. \quad (6)$$

formuliert habe.

Mit Gl. (2) ist dann der Kolbendruck:

$$p_k = C_2 e^{C_3 \frac{\varrho}{\varrho_u}} = C_2 e^{C_4 \varrho}. \quad (7)$$

Leider geht aus der Arbeit von ALFEROW nichts über die Versuchs- und Meßeinrichtung hervor, die er zur Kontrolle der angegebenen rechnerischen Zusammenhänge beziehungsweise zur Bestimmung von Konstanten benutzt hat, so daß die praktische Verwendbarkeit seiner Angaben und dieser Konstanten in Frage gestellt bleibt.

Umfassende Unterlagen auf dem Gebiet der Theorie des Verdichtens von Halmgütern hat vor allem MEWES [4; 8; 12; 13; 14] in den Jahren 1958 und 1959 erarbeitet. Er stellte in einer Arbeit [13] alle bereits erwähnten Verdichtungsgesetzmäßigkeiten und darüber hinaus noch solche für Erdboden von SÖHNE [15] und für Braunkohlenbrikettierung von ROENNEKE [16] einander gegenüber. Während der Ansatz von SÖHNE zu einer Exponentialfunktion ähnlich Gl. (7) führt, vertritt MEWES die Ansicht, daß gemessene Verdichtungskurven sich besser mit einer Potenzfunktion ausdrücken lassen, und er stellte daher eine allgemeine Formel auf, die alle Potenzansätze beinhaltet ([13], S. 75):

$$p_k = B_0 \frac{(1 - \frac{\varrho_u}{\varrho})^m}{(\frac{\varrho_u}{\varrho} - \frac{\varrho_u}{\varrho_f})^n}. \quad (8)$$

Darin sind B_0 , m , n , ϱ_u , ϱ_f Stoffkonstanten.

Für $m = 1$ kann aus dieser Gleichung die Formel von ROENNEKE abgeleitet werden, und mit $m = n$ und $1/\varrho_f = 0$ entwickelt MEWES [12] aus Gl. (8) die Formel

$$p_k = C(\varrho - \varrho_u)^m. \quad (9)$$

Diese Gleichung entspricht dem ersten Glied der bereits von BERNSTEIN für Stroh angegebenen Gesetzmäßigkeit, Gl. (0). Zwar eignet sich Gl. (9) gut für analytische Untersuchungen, besonders gute Übereinstimmung mit Versuchen zeigte nach MEWES aber die Formel:

$$p_k = C(\varrho^m - \varrho_u^m). \quad (10)$$

Mit $\varrho_u = 0$ lassen sich die Gln. (9) und (10) auf die SKALWEITSche Formel, Gl. (1), zurückführen. MEWES empfiehlt, wegen der für Halmgüter außerordentlich schwierigen Bestimmung und wegen der geringen Bedeutung von ϱ_u gegenüber ϱ , für hinreichend große Drücke mit der SKALWEITSchen Formel, Gl. (1), zu rechnen.

Bemerkenswert sind weiter die Formeln der russischen Verfasser SELZERMANN [17] und CHRAPAČ [18]. Während SELZERMANN nur Zahlenwerte für die Konstanten in der SKALWEITSchen Formel, Gl. (1), für bestimmtes Gut angibt, hat CHRAPAČ die folgende Verdichtungsgesetzmäßigkeit aufgestellt:

$$p_k = 1,92 \cdot 10^{-5} \cdot \varrho^{2,178} \cdot \alpha \cdot \beta \cdot K' \quad [\text{kp/cm}^2]. \quad (11)$$

Darin bedeuten:

ϱ = Raumdichte in kg/m³;

$\alpha = 1 - 0,02(X_G - 15,3)$ = Koeffizient, der den Einfluß der Gutfeuchte X_G (%) berücksichtigt;

$\beta = \frac{v^{0,5}}{\sqrt{0,084 \cdot v}}$ = Koeffizient, der die Belastungsgeschwindigkeit v (mm/s) berücksichtigt;

K' = Koeffizient, der das Gut berücksichtigt.

Da keine Angaben über den Gültigkeitsbereich und keine Vergleiche mit praktischen Messungen angegeben sind, ist diese For-

mel zunächst jedoch nicht brauchbar. Dennoch verdient die Formel von CHRAPAČ besondere Erwähnung, weil sie das begrüßenswerte Bemühen zeigt, unter Berücksichtigung möglichst vieler Einflußgrößen — insbesondere des Feuchtigkeitseinflusses — und der Verwendung von Stoffwerten eine allgemein gültige Formel zu erstellen.

Den Einfluß der Gutfeuchte auf die Höhe des notwendigen Preßdruckes betont SKALWEIT in der bereits erwähnten Arbeit [7]. Er fand rein qualitativ, daß bei nassem Stroh, dessen Halme eine geringere Biegesteife haben, kleinere Drücke für eine bestimmte Enddichte notwendig sind als bei trockenem Stroh. Das stand in scheinbarem Widerspruch zum Betriebsverhalten von Strohpressen, bei denen der Leistungsbedarf infolge des bei zunehmender Gutfeuchte unter Umständen höheren Reibbeiwertes vielfach ansteigt. Über diese Laboruntersuchungen hinaus hat SKALWEIT Drehmomentenmessungen an verschiedenen Strohpressen durchgeführt, über die aber hier nicht berichtet werden soll. SCHEFFTER [10], der 1943 an die Untersuchungen von SKALWEIT anknüpfte, schloß aus Versuchen mit zwei extremen Gutfeuchten (7,25% und 45,8%), daß der Preßdruck umgekehrt proportional der Gutfeuchte ist. Er untersuchte bei Laborversuchen neben dem Einfluß der Feuchte und der Lage von Stroh in einem Preßkanal (Querschnitt: 5 cm × 15 cm) vor allem den Einfluß der Belastungsgeschwindigkeit im Bereich von 1...3 m/s mit Hilfe eines Schlagpendels. Die von ihm ermittelten Druck-Weg-Diagramme, die also gleichzeitig Arbeitsdiagramme darstellen, sind in Bild 7 wiedergegeben. Es handelt sich um Mittelwertskurven aus je zehn Versuchen. Bei einer Belastungsgeschwindigkeit von 2 m/s war für Dichten über 60 kg/m³ ein größerer Preßdruck und auch eine größere Preßarbeit (Fläche unter den dargestellten Kurven) erforderlich als bei 1 m/s und bei 3 m/s, jedoch sind die Unterschiede nicht sehr groß.

Unterschiedliche Schichtungen der Halme im Kanal ergaben, daß für eine Dichte von 200 kg/m³ bei Belastung in Halmrichtung ein 4 mal so hoher Druck erforderlich ist wie bei Belastung senkrecht zur Halmrichtung. Im übrigen fand SCHEFFTER das Gesetz, Gl. (1), bestätigt, und er ermittelte sogar nahezu gleiche Exponentenwerte m wie SKALWEIT.

Über die bisher erwähnten Einflußgrößen hinaus hat MEWES ([8], S. 25) bei einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,1 mm/s, also quasistatisch, den Einfluß der Haltezeit t_H ermittelt, indem er stufenweise den Druck bis auf 3 kp/cm² erhöhte und den Druck auf jeder Stufe bis zu 15 Minuten konstant hielt. Die so unterbrochene Verdichtungskurve ging bei der Lasterhöhung jeweils wieder in die Kurve zügiger Belastung über. Er stellte weiterhin in allen Stufen, so beispielsweise bei einem konstanten Druck von 1,6 kp/cm², fest, daß eine Haltezeit von 1 Minute eine Dichteerhöhung um etwa 4%, nämlich von 150 auf etwa 156 kg/m³ bringt. Es scheint also nicht aussichtsreich, auf dem Weg über längere Haltezeiten mit geringeren Drücken größere Dichten zu erzielen, und zwar um so weniger, als solche Haltezeiten im allgemeinen den möglichen Durchsatz einer Maschine erheblich senken und praktisch kaum diskutabel sind.

Abschließend sollen am Ende dieses Abschnittes nun noch einmal diejenigen Größen zusammengefaßt werden, die einen Einfluß auf die Verdichtungsgesetzmäßigkeit haben oder haben können. Es sind dies: Gutart, Gutfeuchte, Häcksellänge, Art des Einfüllens,

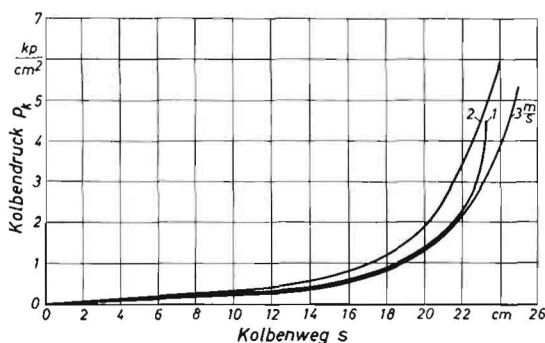


Bild 7: Verdichtungsdruck p_k über dem Kolbenweg s bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten
Mittelwertskurven aus je 10 Versuchen; nach SCHEFFTER ([10], Bild 37)

Füllmenge je Hub (bzw. Durchsatz/Stunde), Belastungsgeschwindigkeit, Haltezeit, Mehrfachbelastungen, Werkzeuggröße, Werkzeugform.

Dabei besteht zunächst die Möglichkeit, daß auch die Einflußgrößen selbst Funktionen des Druckes beziehungsweise der Dichte sind und daß in unterschiedlichen Druckbereichen (0...800 kp/cm²) verschiedene Gesetze gelten. Die größte Schwierigkeit aber besteht versuchstechnisch darin, nur wirklich einen Einfluß zu variieren und alle anderen exakt konstant zu halten. Es ist schon praktisch unmöglich, nur das Gut konstant zu halten. Um nun trotz der Schwierigkeiten, die einer allgemeingültigen Lösung entgegenstehen, zunächst einmal zu einer für die Praxis brauchbaren Formel zu kommen, muß man offensichtlich auf die exakte Analyse verzichten. Das Ziel ist also zunächst eine Formel zur Beschreibung der Verdichtungsgesetzmäßigkeit, die wesentliche Einflußgrößen in Form von Stoffwerten berücksichtigt. Die Benutzung einer solchen rein empirisch ermittelten Formel setzt aber die Ermittlung praktisch verwendbarer Einflußgrößen und genaue Angaben über Gültigkeitsbereiche und verwendete Versuchseinrichtungen voraus.

Für die Darstellung der Abhängigkeit zwischen Kolbendruck und mittlerer Raumdichte ist nach den bisher durchgeführten Untersuchungen die SKALWEITSche Formel $p_k = C \rho^m$, Gl. (1), in einem bestimmten Druckbereich gültig. Allgemeiner sind die Gln. (9) und (10), von denen nach Messungen von MEWES die letztere am besten mit Versuchsergebnissen übereinstimmt. Zu klären bleibt die Frage, in welchem Druckbereich diese Formeln gelten. Aus den Ergebnissen der bisher vom Verfasser durchgeführten Untersuchungen ist zu entnehmen ([5], Bild 3), daß in Druckbereichen, die für das Brikettieren in Frage kommen, eine andere Gesetzmäßigkeit gilt als bei niedrigeren Drücken, wie sie für das übliche Ballenpressen verwendet werden. Offen bleibt dann außerdem die Frage, wie groß die Zahlenwerte für C , m und ρ_u für verschiedene Verhältnisse sind und wie man darüber hinaus mit Stoffwerten verschiedene Einflußgrößen in der Verdichtungsgesetzmäßigkeit berücksichtigen kann. Diese Fragen werden zur Zeit am Institut für Landmaschinen der Technischen Hochschule Braunschweig untersucht.

Arbeitsaufwand als Funktion von mittlerer Raumdichte und Kolbendruck

BERNSTEIN [3] hat die vom Antriebsmotor einer Strohpresse aufgenommene elektrische Energie gemessen und die in Bild 8 dargestellte Kurve ermittelt, wobei der Leerlaufbedarf als Konstante angenommen wurde. Der Schnittpunkt der Kurve mit der Leerlaufleistung ergibt nach BERNSTEIN auf der Abszisse die Raumdichte des ungepreßten Gutes. Die Kurve enthält also neben dem Arbeitsbedarf für Komprimieren (A_k) und Verschieben (A_v) des Strohes den gesamten Energiebedarf aller Baugruppen der Presse. Hier kann aber unter Arbeitsaufwand beim Verdichten nur die für den Preßvorgang verbrauchte Energie ohne Berücksichtigung von Wirkungsgraden der Preßvorrichtung verstanden werden. Während beim Pressen im Preßtopf (Bild 4) die Mindestgröße der Arbeit, also die reine Kompressionsarbeit A_k , aufgebracht werden muß, ist für den Vorgang des Strangpressens (Bild 5)

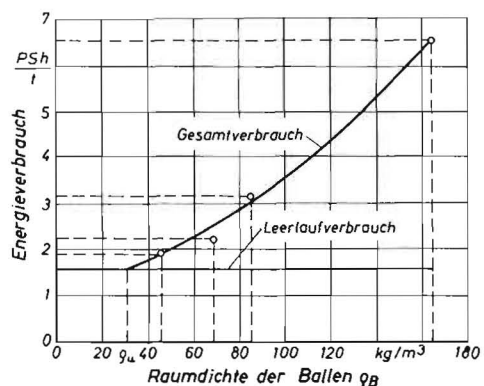


Bild 8: Der Verbrauch an elektrischer Gesamtantriebsenergie für eine Krummstroh Presse in Abhängigkeit von der Ballendichte nach BERNSTEIN [3]

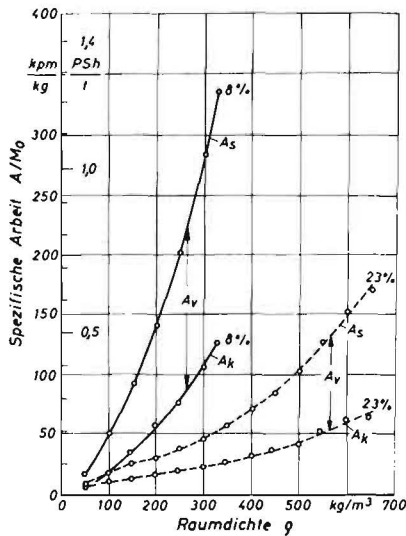


Bild 9: Auf die Füllmenge bezogene Verdichtungsarbeit A_s/M_0 beim Strangpressen

Zusammengesetzt aus Kompressionsarbeit A_k/M_0 und Verschiebearbeit A_v/M_0 . Die Prozentzahlen geben die Gutfeuchte des Heues an; nach MEWES ([13], Bild 19)

zusätzlich zur Kompressionsarbeit die Verschiebearbeit A_v aufzubringen. Bezieht man diese Arbeiten auf die verdichtete Masse M_0 , so ergibt sich für die Kompressionsarbeit im Preßtopf A_k/M_0 :

$$\frac{A_k}{M_0} = \frac{A_k}{M_0}, \quad (12)$$

für die gesamte Arbeit beim Strangpressen A_s/M_0 :

$$\frac{A_s}{M_0} = \frac{A_k}{M_0} + \frac{A_v}{M_0}. \quad (13)$$

Die Kompressionsarbeit A_k ist reine Nutzarbeit, wenn man von der späteren Expansion des Halmgutes absieht. Ihr entspricht in den Bildern 4 und 5 die unter der Kurve a—c liegende, schraffierte Fläche. Im Falle des Strangpressens ist die Verschiebearbeit, die der Fläche unter c—d entspricht, unvermeidbar. Dennoch ist sie als reiner Verlust anzusprechen, wenn nicht auf einer angehängten Schurre Hubarbeit geleistet wird.

Rechnerisch ist die Arbeit durch Integration der Verdichtungskurve, des Kraft-Weg-Diagramms, zu ermitteln. MEWES ([8], S. 34 und [13]) hat dazu den Druck über dem spezifischen Volumen aufgetragen, während ALFEROW [9] direkt die Kraft-Weg-Kurve integriert:

$$A_k = F \int_{s_a}^{s_c} p_k(s) ds. \quad (14)$$

Wird Gl. (3) unter dieses Integral gebracht, integriert und die Lösung mit Gl. (2) umgeformt, so ergibt sich mit dem Ausdruck für die Masse

$$M_0 = F \varrho_u l_u \quad (15)$$

aus Gl. (14) die aufzuwendende reine Kompressionsarbeit in Abhängigkeit von der erzielten mittleren Dichte zu

$$\frac{A_k}{M_0} = \frac{C}{m-1} (\varrho_{\max}^{m-1} - \varrho_u^{m-1}). \quad (16)$$

Wenn man die SKALWEITSche Formel $p_k = C \varrho^m$, Gl.(1), in die aus der Thermodynamik bekannte Form der Polytropengleichung $p \cdot v^m = C$ umformt, so führt die Integration zur gleichen Lösung, Gl. (16).

Für das Strangpressen kommt die Verschiebearbeit A_v hinzu. Sieht man für die Berechnung davon ab, daß sich der Reibwert zwischen c und d in Bild 5 ändert und daß sich dynamische Einflüsse überlagern, so verläuft die Verbindung von c nach d waagrecht. Sieht man außerdem von der Rückfederung ab, so ergibt sich ein Rechteck, welches der Verschiebearbeit entspricht. Dieses Rechteck hat die Kantenlängen $p_k \max$ und l/ϱ_{\max} [8]. Die Verschiebearbeit beträgt also

$$\frac{A_v}{M_0} = p_k \max \frac{l}{\varrho_{\max}}. \quad (17)$$

Durch Einsetzen von $p_k \max = C \cdot \varrho_{\max}^m$, Gl. (1), wird daraus

$$\frac{A_v}{M_0} = C \varrho_{\max}^{m-1} \cdot l. \quad (18)$$

Durch Summierung der Anteile aus Gln. (16) und (18) ergibt sich die Verdichtungsarbeit beim Strangpressen A_s/M_0 zu:

$$\frac{A_s}{M_0} = \frac{C \cdot m}{m-1} \varrho_{\max}^{m-1} \cdot l + \frac{C}{m-1} \cdot \varrho_u^{m-1} \cdot l. \quad (19)$$

Die spezifische Arbeit ist also mit den oben angegebenen Vereinfachungen nur von der Verdichtungsgesetzmäßigkeit und nur von der Enddichte abhängig. In Bild 9 ([13], Bild 19) sind spezifische Arbeiten nach Messungen von MEWES (aus Meßbeschrieben ausplanimetriert) wiedergegeben. Beim Vergleich der Ordinatenwerte aus Bild 9 mit denen in Bild 8 ist zu berücksichtigen, daß in Bild 8 die aus dem Netz entnommene für den Antrieb der gesamten Presse notwendige elektrische Energie aufgetragen wurde, während in Bild 9 nur der Preßvorgang behandelt wird. In Bild 9 wird auch der außerordentlich große Einfluß der Gutfeuchte deutlich. Wenn die Arbeit einerseits so stark von der Gutfeuchte, andererseits aber nur von der Verdichtungsgesetzmäßigkeit abhängig ist, so müssen bei gleichem Gut- und m -Werte starke Einflüsse der Gutfeuchte enthalten. Es bleibt zu untersuchen, ob die Feuchte nicht durch einen Multiplikator in der Verdichtungsfunction berücksichtigt werden kann, wie ihn CHRAPAČ bereits eingeführt hat. Praktisch zeigt sich zunächst, daß die spezifische Preßarbeit mit zunehmender Gutfeuchte erheblich abnimmt, und daß sie bei quer zur Halmachse gepreßtem Glattstroh geringer ist als bei Krummstroh (nach ALFEROW).

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß Gl. (16) nur für den Gültigkeitsbereich der SKALWEITSchen Formel, Gl. (1), zur Ermittlung der reinen Kompressionsarbeit (im Preßtopf) brauchbar ist. Haben andere Verdichtungsgesetzmäßigkeiten Gültigkeit, so folgen daraus andere Formeln für den Arbeitsbedarf. Ebenfalls nur im gleichen Gültigkeitsbereich und darüber hinaus nur für quasi-statische Vorgänge ist zur Ermittlung des Arbeitsbedarfes beim Strangpressen Gl. (19) brauchbar. Da insbesondere für das Strangpressen in Maschinen heutiger Bauart eine Untersuchung der dynamischen Einflüsse notwendig ist, haben die am Institut für Landmaschinen der TH Braunschweig laufenden Untersuchungen an Hochdruck-Pressen unter anderem auch das Ziel, für das Strangpressen eine allgemeingültige Formel für den Arbeitsbedarf zu ermitteln. An allen Abhängigkeiten wird erneut klar, daß unbedingt Zahlenwerte für ϱ_u , C und m notwendig sind, um überhaupt rechnen zu können.

Örtliche Drücke im Preßtopf

Bei einer bestimmten Augenblicksstellung a des Preßkolbens (siehe Weg s in Bild 10) herrschen in der unter Druck befindlichen Halmgutmenge örtlich unterschiedliche Drücke p_x und zugehörige örtliche Raumdichten ϱ_x .

In diesem Abschnitt sollen zunächst die örtlichen Drücke p_x in Abhängigkeit von der in Preßrichtung liegenden Koordinate x und im nächsten Abschnitt die örtlichen Dichten ϱ_x betrachtet werden. Bild 10 zeigt sowohl die im vorletzten Abschnitt behandelte Abhängigkeit des Druckes an der Kolbenstirnfläche von der mittleren Dichte ($p_k = f(\varrho)$ beziehungsweise $p_k = f(s)$) wie auch den in diesem Abschnitt zu behandelnden Verlauf des örtlichen Längsdruckes $p_x = f(x)$ im Preßgut. Erreicht beispielsweise die Kolbenstirnfläche die Stelle a, so herrscht in diesem Augenblick am Kolben der Druck p_a , aber innerhalb des Halmgutes fällt der örtliche Druck entlang der strichpunktierten Linie a...a' auf den Druck p_a' am Boden des Preßtopfes ab. Entsprechend gilt für die Kolbenstellungen c und d.

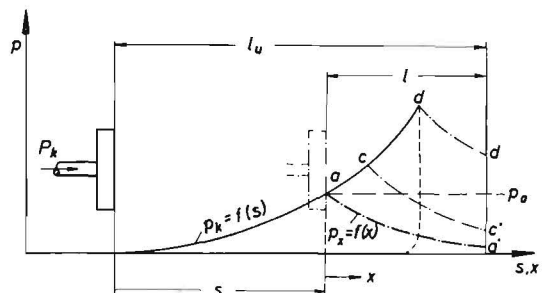


Bild 10: Kolbendruck p_k in Abhängigkeit vom Kolbenweg s (Volllinie) und örtlicher Druck im Halmgut p_x in Abhängigkeit vom Abstand x von der Kolbenstirnfläche (strichpunktierter)

Während die experimentelle Ermittlung der im vorletzten Abschnitt behandelten Abhängigkeiten mit Hilfe üblicher Meßmethoden (Druckbestimmung durch Kraftmessung, Dichtebestimmung durch Wegmessung) keine besonderen Schwierigkeiten macht, so erfordert die Messung örtlicher Längs- oder Seitendrucke, insbesondere bei hohen Werten, wie sie bei der Brikettierung vorkommen, wesentlich speziellere Meßmethoden. Daher sind zu diesem Problem vorwiegend nur theoretische Betrachtungen vor allem von MEWES [14] und für das Strangpressen auch von CHRAPAČ [18] und ALFEROW [11] angestellt worden. Experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung der Druckverteilung im Preßtopf sind mit Ausnahme von Bodendruckmessungen nicht bekannt.

Für die mathematische Behandlung der Zusammenhänge müssen einige Voraussetzungen getroffen werden: Für jede Stelle x sei der örtliche Längsdruck p_x in allen Punkten des eben angenommenen Querschnitts F_x konstant, obwohl in Wirklichkeit in Wandnähe — wo Reibkräfte abgestützt werden — ein gewisses Druckgefälle vorliegen wird. Der Reibbeiwert μ sei überall an der Wand konstant. Der örtliche Seitendruck $p_s(x)$ sei direkt proportional dem Längsdruck p_x , so daß auch für Halmgüter — ebenso wie beispielsweise für Metalle — eine konstante Querszahl ν (oder Poisson'sche Zahl), also ein konstantes Verhältnis von Querdehnung zur Längsdehnung, vorliegt. Auch hier soll nur der Vorgang des Belastens, nicht der des Entlastens betrachtet werden. Es werde weiterhin die wesentliche Annahme getroffen, daß ein linearer Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung (Hookescher Bereich) bestehen möge: $\sigma = E \cdot \epsilon$, wobei bekanntlich $\epsilon = \Delta l/l$. Das Hookesche Gesetz gilt bekanntlich im linearen Bereich der Abhängigkeit zwischen Spannung und Dehnung, und man nennt die zugehörige Theorie die „lineare Elastizitätstheorie“. Obwohl hier zunächst mit dieser linearen Elastizitätstheorie gearbeitet werden soll, muß man sich drüber im klaren sein, daß beim Halmgut in Wirklichkeit in diesen für die meisten Metalle gültigen Sinne sicher kein linear elastisches Verhalten ohne plastische Vorgänge vorliegt. Die Dehnungen betragen bei Metallen nur einige Promille, bei Halmgut aber 100% und mehr. Bei Metallen beruht der Zusammenhalt auf molekularen Kräften, bei Halmgut aber handelt es sich, ähnlich wie bei kautschukelastischem Stoff, um das Zusammenhalten eines Geflechtes von ineinander verschlungenen, teilweise brüchigen Fäden, das nach dem Pressen wieder mehr oder weniger in eine regellose Ausgangslage zurückfedert. Außerdem ist Halmgut im Gegensatz zu Metallen und Gummi kompressibel. Auch für Halmgut läßt sich aber ein Elastizitätsmodul definieren, der allerdings dann keine Proportionalitätskonstante mehr ist.

In der linearen Elastizitätstheorie werden die Zusammenhänge zwischen den örtlichen Druckkomponenten in den drei Achsenrichtungen mit Hilfe der Querszahl wie folgt festgelegt [19]: Nimmt man einen rechteckigen Preßtopf (Bild 11) mit den Kantenlängen a und b an und kennzeichnet man die örtlichen Drücke und Dehnungen durch die Indices der zugehörigen Koordinatenrichtungen, so ergeben sich für isotropes, homogenes Material die folgenden Ausgangsgleichungen:

$$p_x = E \cdot \epsilon_x + \nu(p_y + p_z) \quad (20)$$

$$p_y = E \cdot \epsilon_y + \nu(p_x + p_z) \quad (21)$$

$$p_z = E \cdot \epsilon_z + \nu(p_x + p_y) \quad (22)$$

Für den Preßtopf treten keine nennenswerten Dehnungen in y - und z -Richtung auf, das heißt $\epsilon_y = \epsilon_z = 0$. Damit wird aus den Gln. (21) und (22):

$$p_y = \nu(p_x + p_z),$$

$$p_z = \nu(p_x + p_y).$$

Durch gegenseitiges Einsetzen und Auflösen erhält man hieraus die bekannte Abhängigkeit:

$$p_y = \frac{\nu + \nu^2}{1 - \nu^2} p_x = \frac{\nu}{1 - \nu} p_x.$$

Diese Gleichung gilt im Preßtopf für die y - und z -Richtung. Nennt man den Seitendruck in einem zylindrischen Preßtopf p_s (Bild 11), so läßt sich gemäß der vorstehenden Ableitung schreiben:

$$p_s = p_y = p_z = \frac{\nu}{1 - \nu} p_x. \quad (23)$$

Aus dieser Gleichung wird deutlich, daß bereits kleine Änderungen der Zahl ν größere Änderungen von p_s/p_x bringen. Der Zahlenwert

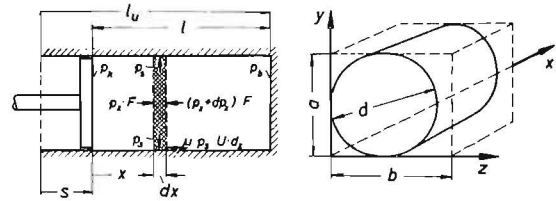


Bild 11: Volumenelement im Preßtopf und am Element angreifende Kräfte

für ν ist eine Materialkenngröße. Sie liegt nach ALFEROW [9] mit geringen Unterschieden je nach Dichte und Gutfeuchte bei etwa 0,35. Es ist aber anzunehmen, daß zumindest bei höheren Drücken die Gutfeuchte einen Einfluß auf die Querszahl hat.

Zur Ermittlung der örtlichen Drücke geht man nun von der Betrachtung der an einem Volumenelement (Bild 11) angreifenden Kräfte aus [12]. Am Umfang des Elementes ist eine Reibkraft wirksam von der Größe:

$$\mu \cdot p_s \cdot U \cdot dx = \mu \frac{\nu}{1 - \nu} p_x \cdot U \cdot dx. \quad (24)$$

Damit lautet unter Vernachlässigung des Eigengewichtes die Gleichgewichtsbedingung:

$$d p_x \cdot F + \mu \frac{\nu}{1 - \nu} p_x \cdot U \cdot dx = 0. \quad (25)$$

Die Lösung dieser für alle Druckbereiche und für verschiedene Querschnitte gültigen Differentialgleichung lautet:

$$p_x = p_k e^{-\mu \frac{\nu}{1 - \nu} \frac{U}{F} x} = p_k e^{-Kx}. \quad (26)$$

Mit ihrer Hilfe können die in Bild 10 strichpunktiert gezeichneten Druckverläufe $p_x = f(x)$ in Abhängigkeit vom gemessenen zugehörigen Kolbendruck errechnet werden. Die Konstante K in Gl. (26) ist je nach Form des Preßtopfes unterschiedlich. Sie lautet für runde Querschnitte mit dem Durchmesser d :

$$K_1 = \frac{4}{d} \mu \frac{\nu}{1 - \nu}, \quad (27)$$

für rechteckige Querschnitte mit den Kantenlängen a und b :

$$K_2 = 2 \mu \frac{\nu}{1 - \nu} \left(\frac{a + b}{a \cdot b} \right), \quad (28)$$

für quadratische Querschnitte mit der Kantenlänge a :

$$K_3 = \frac{4}{a} \mu \frac{\nu}{1 - \nu}. \quad (29)$$

Bezeichnet man den Druck am Boden des Preßtopfes mit p_k , so ergibt sich mit $x = l$ für den Bodendruck

$$p_b = p_k e^{-Kl}. \quad (30)$$

In dieser Gleichung müssen je nach Werkzeugform die K -Werte, Gln. (27), (28) oder (29), verwendet werden. MEWES ermittelte aus Versuchen das Verhältnis von Kolbendruck zu Bodendruck p_k/p_b in Abhängigkeit von l/a (Preßguthöhe zu Kantenlänge des quadratischen Preßtopfes). Es zeigte sich erwartungsgemäß, daß das Druckverhältnis p_k/p_b größer wurde mit größer werdender Schichthöhe im Preßtopf. Gl. (30) für den Bodendruck hat besondere Bedeutung für die Ermittlung der Querszahl, wenn man davon ausgeht, daß die theoretisch abgeleitete Gl. (26) Gültigkeit hat.

Abschließend zu diesem Abschnitt kann gesagt werden, daß der örtliche Druck in Abhängigkeit von der Koordinate x aus der Exponentialfunktion, Gl. (26), errechnet werden kann. Eine experimentelle Bestätigung der Gültigkeit dieser Gleichung ist jedoch erst dann möglich, wenn die bisher noch fehlenden Zahlenwerte für μ und ν ermittelt worden sind. Ist die Bestätigung auch nur für bestimmte μ - und ν -Werte einmal erfolgt, so können bei bekanntem μ weitere ν -Werte mit Hilfe von Gl. (30) durch Kolben- und Bodendruckmessung ermittelt werden. Besonders hinderlich ist jedoch die Tatsache, daß der Reibwert keine Konstante, sondern ein druck- und geschwindigkeitsabhängiger Wert ist [12].

Örtliche Dichten im Preßtopf

Nachdem im vorigen Abschnitt der örtliche Druck p_x in Abhängigkeit von x (Bild 10) ermittelt wurde, soll in diesem Abschnitt die

jeweils zu einem bestimmten örtlichen Druck gehörige örtliche Dichte ρ_x ebenfalls in Abhängigkeit von x betrachtet werden. Der Lösungsweg führt über die Abhängigkeit zwischen örtlichem Druck und örtlicher Dichte: $p_x = f(\rho_x)$. Es lag nahe, zur Ermittlung dieses Zusammenhanges von den Abhängigkeiten zwischen Kolbendruck und mittlerer Dichte $p_k = C \cdot \rho^m$, Gl. (1), und $p_k = C(\rho - \rho_u)^m$, Gl. (9), auszugehen und zu versuchen, durch geeignete Korrektur dieser Gleichungen zur Abhängigkeit zwischen örtlichem Druck und örtlicher Dichte zu kommen.

Es soll hier nur auf die von MEWES [12] so durchgeführte Ableitung mit Gl. (9) eingegangen werden, die er für die örtliche Abhängigkeit in folgender Form ansetzte:

$$p_x = C^*(\rho_x - \rho_u)^m. \quad (31)$$

Hierin ist C^* die für die örtliche Abhängigkeit gültige Konstante.

Nun ist die mittlere Raumdichte ρ das Integral aus den örtlichen Raumdichten ρ_x , dividiert durch die Preßraumhöhe l , also:

$$\rho = \frac{1}{l} \int_0^l \rho_x dx. \quad (32)$$

Von diesem Ansatz ausgehend soll nun der Zusammenhang zwischen mittleren und örtlichen Werten mit dem Ziel abgeleitet werden, die Abhängigkeit $p_x = f(\rho_x)$ zu erhalten.

Wird Gl. (31) nach ρ_x aufgelöst und für p_x Gl. (26) unter Beachtung der Gln. (27), (28) oder (29) eingeführt, so ergibt sich

$$\rho_x = \rho_u + \left(\frac{1}{C^*} p_k e^{-Kx} \right)^{1/m}. \quad (33)$$

Wird dieser Ausdruck in Gl. (32) eingesetzt, so ergibt sich folgende Lösung des Integrals

$$\rho = \rho_u + \left(\frac{p_k}{C^*} \right)^{1/m} \frac{1 - e^{-B}}{B}. \quad (34)$$

Darin bedeutet

$$B = \frac{K \cdot l}{m}. \quad (35)$$

Gl. (34) wird mit der nach ρ aufgelösten Gl. (9) gleichgesetzt, und man erhält daraus

$$\frac{C}{C^*} = \left(\frac{B}{1 - e^{-B}} \right)^m. \quad (36)$$

Aus den Gln. (9) und (31) wird die folgende Proportion aufgestellt:

$$\frac{p_k}{p_x} = \frac{C(\rho - \rho_u)^m}{C^*(\rho_x - \rho_u)^m}. \quad (37)$$

Es sei erwähnt, daß MEWES [12] bei dieser Gleichung die stark vereinfachende Annahme machte, daß $\rho = \rho_x$ sei. Damit wird dann $p_x \approx p_k C^*/C$. Er fand, daß bei dieser Annahme p_x nur wenig von p_k abweicht ([12], Bild 11), und er erklärte mit diesem Ergebnis die bei Versuchen an Krummstroh mit unterschiedlichen Füllmengen gefundene Tatsache, daß die Gesetzmäßigkeit $p_k = f(\rho)$ unabhängig von der Füllmenge M_0 war.

Unter Verwendung der von MEWES entwickelten Gleichungen läßt sich nun durch Einsetzen von Gl. (36) in Gl. (37) die zunächst gesuchte Funktion $p_x = f(\rho_x)$ ableiten, und es ergibt sich:

$$\frac{p_x}{p_k} = \left(\frac{1 - e^{-B}}{B} \cdot \frac{\rho_x - \rho_u}{\rho - \rho_u} \right)^m. \quad (38)$$

Mit dieser Gleichung ist die Abhängigkeit zwischen örtlichem Druck und örtlicher Dichte festgelegt, wenn für bestimmte momentane Kolbenstellungen der Kolbendruck p_k und die mittlere Dichte ρ bei verschiedenem l (s. Gl. (35)) ermittelt werden und wenn die anderen Konstanten bekannt sind. Die Abhängigkeit der örtlichen Dichte von der Koordinate x erhält man durch Gleichsetzen von Gl. (38) mit Gl. (26) zu:

$$\rho_x = \rho_u + \frac{B}{1 - e^{-B}} (\rho - \rho_u) e^{-K \frac{x}{m}}. \quad (39)$$

Durch diese Gleichung ist nun für jede momentane Kolbenstellung, also für jedes l (s. Gl. (35)) mit der zugehörigen mittleren Dichte ρ die Abhängigkeit der örtlichen Dichte ρ_x von der Koordinate x gegeben. Je nach Form des Preßraumes müssen für K — auch in Gl. (35) — die Werte aus den Gln. (27), (28) oder (29) verwendet werden.

Abschließend ist zu sagen, daß Gl. (39) das Ergebnis aus theoretischen Untersuchungen ist und daß ihre Gültigkeit noch nicht experimentell bestätigt werden konnte. Für den Konstrukteur ist diese Abhängigkeit von untergeordneter Bedeutung. Wichtig ist — neben der Abhängigkeit des Kolbendruckes von der mittleren Dichte — der im vorigen Abschnitt behandelte örtliche Längsdruck, da dieser — über die Quersahl — die örtlichen Seitendrucke auf die Wände des Preßraumes bestimmt.

Örtliche Drücke beim Strangpressen

Während in den vorigen Abschnitten die Verdichtung im Preßtopf (bzw. Preßraum) behandelt wurde, sollen jetzt die örtlichen Drücke im Strang einer Halmgutpresse betrachtet werden. Würden dabei alle Wände des Kanals parallel angenommen, so wäre wiederum $\epsilon_v = \epsilon_z = 0$ zu setzen, und man erhielte für die örtlichen Drücke in Abhängigkeit von der Koordinate in Preßrichtung das gleiche Ergebnis wie für den Preßtopf. Es wird hier ein rechteckiger Kanal angenommen, an dem nur die obere Wand in ihrer Neigung verstellbar ist. Damit ist nur $\epsilon_z = 0$, und es sind Dehnungen außer in x - auch in y -Richtung zu berücksichtigen. Theoretische Untersuchungen zu diesem Problem sind vor allem von ALFEROW [11] und MEWES [14] durchgeführt worden. Experimentell sind neben einigen Messungen von MEWES in einem kleinen Modellkanal ([14], S. 168) nur noch von CHRAPAČ [18] Versuche zur Ermittlung der Druckverteilung im Preßkanal bekannt geworden.

ALFEROW [11] hat in seiner Arbeit für die Berechnungen die Gültigkeit der linearen Elastizitätstheorie entsprechend den Gln. (20) bis (22) zugrunde gelegt. Da sich nach Angaben von MEWES [14] die rechnerischen Ergebnisse von ALFEROW nicht durch solche aus Versuchen belegen lassen, wird hier auf die Arbeit von ALFEROW nicht näher eingegangen. Dagegen sind Rechnungen mit nichtlinearen Deformationsansätzen nach MEWES weit besser mit vorhandenen Meßergebnissen in Einklang zu bringen, und zwar auch dann, wenn mit konstanter Quersahl ν , also ohne Berücksichtigung plastischer Verformungen, gerechnet wird.

Die Ausgangsformeln lauten dann statt Gln. (20) bis (22):

$$p_x = f(\epsilon_x) + \nu(p_y + p_z) \quad (40)$$

$$p_y = f(\epsilon_y) + \nu(p_x + p_z) \quad (41)$$

$$p_z = f(\epsilon_z) + \nu(p_x + p_y) \quad (42)$$

An die Stelle des konstanten Elastizitätsmoduls in den Gln. (20) bis (22) sind jetzt zunächst noch unbekannte Funktionen der örtlichen Dehnungen getreten. Beim linearen Deformationsansatz gilt bekanntlich für die Dehnung $\epsilon = \Delta l/l_0$. Hier ist MEWES ([14], Gl. (35)) wegen der im Verhältnis zu den Anfangsabmessungen sehr großen Deformationen (siehe auch [19], S. 31) von dem Ansatz

$$\epsilon = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \quad (43)$$

ausgegangen. Es ergibt sich dadurch für die Dehnung der Ausdruck

$$\epsilon = \ln \frac{l}{l_0}. \quad (44)$$

Außerdem verwendet er für die Verdichtungsgesetzmäßigkeit nicht wie bisher Gl. (9) sondern Gl. (10), die für die örtliche Abhängigkeit (ähnlich Gl. (31)) folgendermaßen lautet:

$$p_x = C^*(\rho_x^m - \rho_u^m). \quad (45)$$

Damit sind die Ausgangsgleichungen für diesen Abschnitt festgelegt. Das Ziel ist die Ermittlung des örtlichen Druckes in Abhängigkeit von der Koordinate x auf dem Wege über den Ansatz des Kräftegleichgewichtes am Volumenelement. Bevor auf diesen Gleichgewichtsansatz eingegangen werden kann, müssen die Gleichungen für p_y und p_z in zwei Nebenrechnungen abgeleitet werden. Die erste dient der allgemeinen Ableitung der Funktion $f(\epsilon)$ für die Gln. (40) bis (42), eine spätere der Überführung der Gln. für p_y (41) und p_z (42) in die Abhängigkeit von p_x .

Die erste Nebenrechnung wird zweckmäßig am Beispiel des Preßtopfes ausgeführt. Zur Umformung von Gl. (45) wird gesetzt:

$$C^{**} = C^* \rho_u^m. \quad (46)$$

Damit läßt sich statt Gl. (45) auch schreiben

$$p_x = C^{**} \left[\left(\frac{Q_x}{Q_u} \right)^m - 1 \right]. \quad (47)$$

Mit $Q_u \cdot l_u = Q \cdot l$, Gl. (2), wird aus Gl. (44)

$$e^{-\varepsilon} = \frac{l_u}{l} = \frac{Q}{Q_u}. \quad (48)$$

Hierin ist für Druck $\varepsilon < 0$, also negative Dehnung. Für die örtliche Dichte wird aus Gl. (48):

$$\frac{Q_x}{Q_u} = e^{-\varepsilon_x}. \quad (49)$$

Wird dieser Ausdruck in Gl. (47) eingeführt, so ergibt sich

$$p_x = C^{**} (e^{-m\varepsilon_x} - 1). \quad (50)$$

Aus Gl. (40) erhält man unter Verwendung von Gl. (23) den Ausdruck

$$p_x = f(\varepsilon_x) + \nu \frac{2}{1-\nu} p_x, \quad (51)$$

und nach Umstellung

$$f(\varepsilon_x) = p_x \left(1 - \frac{2\nu^2}{1-\nu} \right). \quad (52)$$

Wird nun Gl. (50) in Gl. (52) eingeführt, so erhält man

$$f(\varepsilon_x) = \left(1 - \frac{2\nu^2}{1-\nu} \right) \cdot C^{**} (e^{-m\varepsilon_x} - 1). \quad (53)$$

Die gesuchte Funktion in den Gln. (40) bis (42) für den nicht-linearen Deformationsansatz läßt sich nun nach MEWES allgemein schreiben in der Form

$$f(\varepsilon) = \left(1 - \frac{2\nu^2}{1-\nu} \right) C^{**} g(\varepsilon). \quad (54)$$

Darin ist $C^{**} = C^* \cdot Q_u^m$, Gl. (46), und

$$g(\varepsilon) = e^{-m\varepsilon} - 1. \quad (55)$$

Als Grundlage für die Betrachtung der Einzelkräfte am Volumenelement dient Bild 12. Es zeigt den bereits in Bild 5 angedeuteten Kanal der Länge L zwischen äußerem Kolbentotpunkt (Ä. T.) und dem Kanalende. Die Koordinate x läuft jetzt vom äußeren Totpunkt (Kanalanfang) aus in Preßrichtung. Betrachtet wird immer nur die Spitzenbelastung bei drückendem Kolben. Zur Behandlung der Kräfte am Volumenelement werden neben p_x auch die Ausdrücke für p_y und p_z (siehe Gln. (40) und (41)) benötigt. In einer weiteren Nebenrechnung sollen diese Größen nun hergeleitet werden.

Die Gleichungen für p_y , Gl. (41), und p_z , Gl. (42), sind so umzuformen, daß sowohl p_y wie p_z von p_x abhängig werden. Mit $\varepsilon_x = 0$ bleibt Gl. (41) erhalten, und der erste Summand in Gl. (42) fällt weg. Es ergibt sich also

$$p_y = f(\varepsilon_y) + \nu(p_x + p_z). \quad (41)$$

$$p_z = \nu(p_x + p_y). \quad (56)$$

Wird Gl. (56) in Gl. (41) eingeführt (bzw. umgekehrt), so ergibt sich mit Gl. (23):

$$p_y = \frac{1}{1-\nu^2} \cdot f(\varepsilon_y) + \frac{\nu}{1-\nu} p_x, \quad (57)$$

$$p_z = \frac{\nu}{1-\nu^2} \cdot f(\varepsilon_y) + \frac{\nu}{1-\nu} p_x. \quad (58)$$

Es fehlt nun die Funktion $f(\varepsilon_y)$. Mit Gl. (44) ist

$$\varepsilon_y = \ln \frac{a_x}{a}. \quad (59)$$

Die Höhe des betrachteten Volumenelements ändert sich bei kleinen Winkeln ($\sin \alpha = \alpha$) von $a_x = a - \alpha x$ bis $a'_x = a_x - \alpha dx$. Zur Vereinfachung wird bei den folgenden Rechnungen wie in [11] der Näherungsansatz gemacht:

$$a_x \approx a_m = a - \alpha \frac{L}{2}. \quad (60)$$

Mit dieser Vereinfachung wird aus Gl. (59) nun

$$e^{\varepsilon_y} = \frac{a_m}{a}. \quad (61)$$

Damit wird aus Gl. (55) nun speziell

$$g(\varepsilon_y) = \left(\frac{a}{a_m} \right)^m - 1. \quad (62)$$

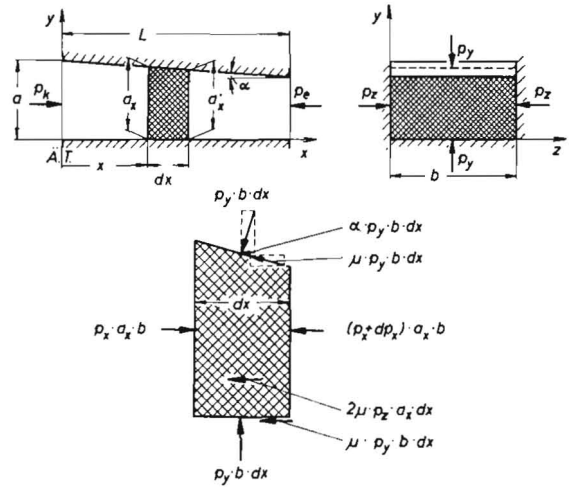


Bild 12: Volumenelement beim Strangpressen und am Element angreifende Kräfte

Für die Drücke p_y und p_z haben wir somit die Gleichungen:

$$p_y = \frac{1}{1-\nu^2} f(\varepsilon_y) + \frac{\nu}{1-\nu} p_x, \quad (57)$$

$$p_z = \frac{\nu}{1-\nu^2} f(\varepsilon_y) + \frac{\nu}{1-\nu} p_x. \quad (58)$$

Die in diesen Gleichungen benötigte Funktion $f(\varepsilon_y)$ ergibt sich durch Einsetzen von Gl. (62) in Gl. (54) zu

$$f(\varepsilon_y) = \left(1 - \frac{2\nu^2}{1-\nu} \right) C^{**} \left[\left(\frac{a}{a_m} \right)^m - 1 \right]. \quad (63)$$

Darin ist ebenfalls C^{**} durch Gl. (46) festgelegt.

Für die Behandlung der Kräfte am Volumenelement (Bild 12) sind mit den Gln. (57) und (58) die notwendigen Ausgangsgleichungen geschaffen. Es wird dazu noch die folgende Annahme getroffen: Für kleine Winkel α ($\alpha = \sin \alpha$ und $\cos \alpha = 1$) besteht Kräftegleichgewicht in y -Richtung, die Kräfte $\alpha \cdot p_y \cdot b \cdot dx$ und $\mu p_y \cdot b \cdot dx$ können in negativer x -Richtung angesetzt werden, und es gilt $a_x \approx a_m$, Gl. (60). Damit ergibt sich für das Gleichgewicht der Kräfte die Gleichung:

$$-p_x a_m b + (p_x + d p_x) a_m b + \alpha p_y \cdot b \cdot dx + 2 \mu p_y \cdot b \cdot dx + 2 \mu p_z a_m dx = 0. \quad (64)$$

Hieraus wird nach Umformung

$$\frac{d p_x}{d x} + \frac{\alpha + 2 \mu}{a_m} p_y + \frac{2 \mu}{b} p_z = 0. \quad (65)$$

Werden in Gl. (65) die Gln. (57) und (58) unter Verwendung von Gl. (63) eingeführt, so ergibt sich eine Differentialgleichung der Form

$$\frac{d p_x}{d x} + G p_x + H = 0, \quad (66)$$

worin die Konstanten G und H die folgenden Bedeutungen haben:

$$G = \frac{\nu}{1-\nu} \left(\frac{\alpha + 2 \mu}{a_m} + \frac{2 \mu}{b} \right), \quad (67)$$

$$H = \frac{1-\nu-2\nu^2}{(1+\nu) \cdot (1-\nu)^2} \left(\frac{\alpha + 2 \mu}{a_m} + \frac{2 \mu \nu}{b} \right) \times \left[\left(\frac{a}{a_m} \right)^m - 1 \right] C^* Q_u^m. \quad (68)$$

Für die Lösung der Differentialgleichung (66) wird als Randwert der (durch Stellschrauben am Kanalende oder durch den Widerstand der Schurre bedingte) Längsdruck am Kanalende $p_x = p_e$, also für $x = L$, verwendet. Dann ergibt sich die folgende Lösung der Differentialgleichung (66) und damit die gesuchte Abhängigkeit des örtliche Druckes von der Koordinate x :

$$p_x = \left(p_e + \frac{H}{G} \right) e^{G \cdot (L-x)} - \frac{H}{G}. \quad (69)$$

Als Extremfall ergibt sich aus Gl. (69) für den Kanalumfang ($x = 0$) und damit für den Kolbendruck im äußeren Totpunkt (Ä. T.), wo $p_0 = p_k$:

$$\frac{p_0}{p_e} = e^{G \cdot L} + \frac{H}{G \cdot p_e} (e^{G \cdot L} - 1). \quad (70)$$

Als weiterer Sonderfall ergibt sich aus Gl. (69) für $\alpha = 0$ und damit $H = 0$ die Abhängigkeit

$$p_x = p_e \cdot e^{G \cdot (L-x)}. \quad (71)$$

Wird für die Lösung der Differentialgleichung (66) als Randwert der Kolbendruck am Kanaleintritt ($p_0 = p_k$) verwendet, so ergibt sich statt Gl. (71) die bei linearem Ansatz (für $\alpha = 0$) gewonnene Gl. (26) für den Kolbendruck in rechteckigen Querschnitten, denn für $\alpha = 0$ wird $G = K_2$. Das ist verständlich, denn für $\alpha = 0$ wird auch $\epsilon_v = 0$, und damit geht, wie sich zeigen läßt, weder der nichtlineare Deformationsansatz noch die Verdichtungsgesetz-mäßigkeit in die Rechnung ein.

Gl. (69) gilt für den Druckverlauf in einem Preßkanal unter den getroffenen, zum Teil vereinfachenden Annahmen. Das folgende Zahlenbeispiel soll den Vergleich mit einer genaueren Rechnung von MEWES ermöglichen. Dabei wird als größter Winkel α ein hoher Wert, nämlich $\alpha = 0,18$, also 18 cm/m, angenommen. In diesem Fall beträgt der Fehler bei der Annahme $\sin \alpha = \alpha$ nur 0,5%, und bei der Annahme $\cos \alpha = 1$ beträgt er etwa 2%.

Mit $\rho_n = 40 \text{ kg/m}^3$, $m = 2$ und $C^* = 8 \cdot 10^{-5}$ wird nach Gl. (46) $C^{**} = 0,128 \text{ kp/cm}^2$. Es sei

$$\begin{aligned} a &= 30 \text{ cm} & \mu &= 0,41 \\ b &= 120 \text{ cm} & \nu &= 0,3 \\ L &= 60 \text{ cm} & p_e &= 0,256 \text{ kp/cm}^2. \end{aligned}$$

Mit diesen Größen läßt sich für $x = 0$ ($p_0 = p_k$) die folgende Wertetafel rechnen:

α	a_m Gl.(60)	G Gl.(67)	H Gl.(68)	H/G	e^{GL}	p_k/p_e Gl.(70)	p_k
m/m	cm	l/cm	kp/cm ³	kp/cm ²	—	—	kp/cm ²
0	30	0,0146	0	0	2,41	2,41	0,616
0,09	27,3	0,0172	0,000769	0,0445	2,81	3,13	0,801
0,18	24,6	0,0203	0,002177	0,1075	3,38	4,38	1,121

Für die aufgeführten α -Werte sind in Bild 13 die (auf den Druck am Kanalende bezogenen) örtlichen Drücke über der (auf die Kanallänge bezogenen) Koordinate x aufgetragen ([14], Bild 8), wie sie sich aus der einfachen Näherungsrechnung nach Gl. (69) ergeben. Die Werte aus einer eingehenden Berechnung von MEWES, die über die Lösung elliptischer Integrale gewonnen wurden, sind als Einzelpunkte eingetragen. Die Abweichung der Näherungsrechnung ist nicht so groß, als daß der rechnerische Aufwand für die eingehende Berechnung gerechtfertigt wäre. Die Kurve für $\alpha = 0$ ergibt sich auch bei der entsprechenden Rechnung mit Gl. (26) aus der (linearen) Behandlung der Drücke im Preßtopf. Die Erklärung hierfür wurde bereits unter Gl. (71) gegeben.

Zur Vervollständigung dieses Abschnittes über die örtlichen Drücke in Strangpressen soll hier noch die (zum Zwecke der Festigkeitsberechnung am Preßkanal durchgeführte) Berechnungsmethode von CHRAPAČ [18] aufgeführt werden. Er gibt ähnlich wie für den Kolbendruck, Gl. (11), eine Formel für den Seitendruck am Kanalumfang an:

$$p_{v0} = 3,28 \cdot 10^{-5} (0,8 \cdot \rho^{1,95} - 12 \rho) \alpha \cdot \beta \cdot K'. \quad (72)$$

Darin gelten die gleichen Angaben wie bei Gl. (11).

CHRAPAČ geht davon aus, daß der Druckverlauf längs des Kanals linear ist und man deshalb annehmen kann, daß der Seitendruck am Kanaleintritt (p_{v0}) für die erste Hälfte der Kanallänge und der Seitendruck am Kanalende (p_{ve}) für die zweite Hälfte gültig ist. So ergibt sich für einen Kanal mit zwei geneigten Wänden (α_1 und α_2) in Anlehnung an die Bezeichnungen in Bild 12

$$\begin{aligned} p_k \cdot F_k &= (p_{v0} + p_{ve}) \frac{b \cdot L}{2} (\mu \cos \alpha_1 + \\ &+ \mu \cos \alpha_2 + \sin \alpha_1 + \sin \alpha_2). \end{aligned} \quad (73)$$

Aus dieser Formel errechnete CHRAPAČ unter Einsetzen der Gln. (11) und (72) den Seitendruck am Kanalende p_{ve} . Spätere Unter-

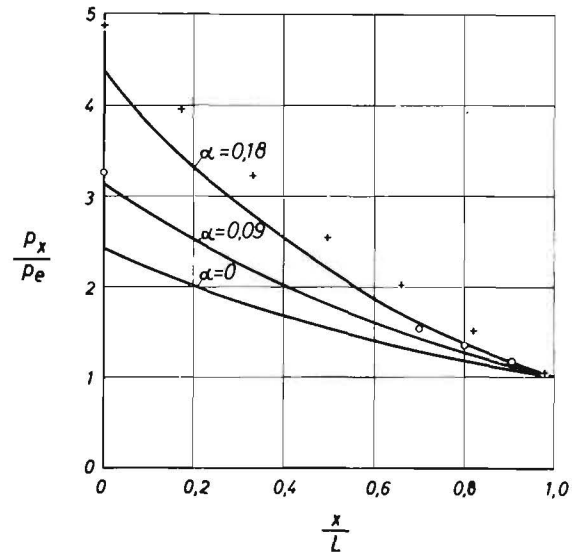


Bild 13: Örtliche Längsdrücke p_x im Preßkanal in Abhängigkeit von der Koordinate x bei unterschiedlicher Schrägstellung α der oberen Kanalwand — nach einfacher Näherungsrechnung; \circ nach eingehender Berechnung für $\alpha = 0,09$; $+$ nach eingehender Berechnung für $\alpha = 0,18$

suchungen müssen ergeben, ob eine so weitgehende Vereinfachung in der mathematischen Behandlung zulässig ist.

Abschließend zu diesem Abschnitt ist zu sagen, daß die Abhängigkeit des örtlichen Längsdruckes p_x von der Koordinate x beim Strangpressen aus Gl. (69) nur für ganz bestimmte Annahmen berechnet werden kann. Besonders bemerkenswert ist neben dem nichtlinearen Deformationsansatz, Gl. (44), daß im Gegensatz zu der in den vorigen Abschnitten angenommenen Verdichtungsgesetz-mäßigkeit, Gl. (9), hier die Gl. (10) beziehungsweise Gl. (45) angesetzt worden ist. Nur im Falle der Gültigkeit dieser Gleichungen ist also Gl. (69) brauchbar.

Die experimentelle Überprüfung in einem kleinen Modellkanal ergab nach Aussage von MEWES ([14], S. 168) im großen und ganzen Übereinstimmung mit den theoretisch ermittelten Verläufen. Es erscheint aber doch auch hier wieder notwendig, die Bereiche festzulegen, in denen die aufgeführten Verdichtungsgesetz-mäßigkeiten Gültigkeit haben. Weiterhin zeigen vor allem die Gln. (67) und (68) sehr klar, daß Zahlenwerte sowohl für ρ_n , C^* und m , insbesondere aber auch für den Reibbeiwert μ und die Querszahl ν ermittelt werden müssen.

Ausblick

Am Schluß jedes Abschnittes wurde im einzelnen bereits auf die jeweils offenen Probleme hingewiesen. Zusammenfassend sei hier nochmals erwähnt, daß eine breitere Anwendung der vorhandenen theoretischen Grundlagen nur dann möglich ist, wenn die Verdichtungsgesetz-mäßigkeiten mit ihren Gültigkeitsbereichen festgelegt und die in die Rechnung eingehenden Konstanten für verschiedene Verhältnisse ermittelt worden sind. Weiterhin wird festzulegen sein, inwieweit bestimmte Einflußgrößen bereits in der Gleichung für die Verdichtungsgesetz-mäßigkeit berücksichtigt werden können. Dabei ist insbesondere die Frage zu klären, ob der Geschwindigkeitseinfluß bei schnell ablaufenden Verdichtungs-vorgängen in Pressen heutiger Bauart durch einfache Korrekturfaktoren erfaßt werden kann.

Von besonderer Bedeutung ist das Elastizitätsverhalten von Halmgut unter Druck. Bei der bisher vorliegenden Theorie (z. B. [9]), wurde im allgemeinen von den gleichen Vorstellungen und denselben Gleichungen ausgegangen, wie sie in der klassischen Elastomechanik der Metalle üblich sind. Zweifellos zeigt das Halmgut in allen Druckbereichen ein gewisses elastisches Verhalten; dieses ist aber aus verschiedenen Gründen nicht vergleichbar mit dem elastischen Verhalten von Metallen, und zwar vor allem deshalb nicht, weil bei der Behandlung der Elastizität in Metallen die Konstanz der Dichte eine wesentliche Voraussetzung ist. Beim Verdichten von Halmgut ist gerade die Dichte aber eine wesentliche Veränderliche. Als Parallele empfiehlt sich die Behandlung der Kompressibilität von Gasen oder Flüssigkeiten [21].

Dabei ist der sogenannte Volumen-Elastizitätsmodul E_{vol} ein Maß für die Kompressibilität des Gutes. Die Querszahl ν hat bei der Verdichtung von Halmgut ebenfalls besondere Bedeutung. Sie findet bekanntlich Verwendung in der Elastizitätslehre bei isotropem, homogenem Material konstanter Dichte. Für Halmgut wird die Querszahl nicht allgemein als Konstante angesetzt werden können; die Feuchtigkeit hat überlegungsgemäß einen Einfluß vor allem bei hohen Drücken. Außerdem ist sicher eine bestimmte Mindestdichte im Halmgut notwendig, bis von einer isotropen Masse gesprochen werden kann, in der bei aufgebrachtten Längsdrücken auch Seitendrucke wirksam werden. Es gilt zu klären, in welchen Bereichen die Querszahl als wirksam angenommen werden kann und ob und wie weit sie konstant oder aber beispielsweise druckabhängig beziehungsweise dichteabhängig ist, wie es ALFEROW ([9], G. (10)) angibt. Besonders zu nennen ist schließlich noch die Notwendigkeit der Ermittlung von Reibkoeffizienten, bei denen vor allem auch zu klären ist, inwieweit sie druckabhängig oder auch geschwindigkeitsabhängig sind.

Zusammenfassung

Nach einer einleitenden allgemeinen Erläuterung des Verdichtungs Vorganges im Preßtopf und beim Strangpressen wird der Zusammenhang zwischen mittlerer Raumdichte und dem Druck an der Kolbenstirnfläche behandelt. Neben den dafür gebräuchlichen Gleichungen werden die Formeln für den beim Verdichten im Preßtopf und beim Strangpressen notwendigen Arbeitsaufwand zusammengestellt. Ein weiterer Abschnitt umfaßt die Berechnung der örtlichen Raumdichten an einer beliebigen Stelle einer unter Druck stehenden Halmgutmasse und deren Abhängigkeit von dem Druck an dieser Stelle. Ausgehend von einem nichtlinearen Deformationsansatz nach MEWES werden in einem weiteren Kapitel die örtlichen Drücke beim Strangpressen formelmäßig dargestellt.

Es zeigt sich, daß die vorhandenen Gesetzmäßigkeiten nur in gewissen Bereichen und unter bestimmten Voraussetzungen gültig sind und daß die zum Rechnen erforderlichen Stoffkonstanten praktisch fehlen. In einem abschließenden Abschnitt wird ein Überblick über die zu klärenden Fragen gegeben.

Schrifttum

- [1] MATTHIES, H. J.: Entwicklung und Forschung auf dem Gebiet des Verdichtens von Halmgut. Landtechnische Forschung 13 (1963), S. 157—163
- [2] KÜHNE, G.: Handbuch der Landmaschinentechnik. Band 2. Berlin 1934
- [3] BERNSTEIN, R.: Eine Charakteristik der Strohpreße. Mitteilungen des Verbandes landwirtschaftlicher Maschinen-Prüfungsanstalten 6 (1912), S. 161—165
- [4] MEWES, E.: Über das Verdichten von landwirtschaftlichen Stoffen durch Verdrehen. Landtechnische Forschung 8 (1958), S. 165—167
- [5] BUSSE, W.: Untersuchungen auf dem Gebiet des Brikkettierens von Halmgut. In: Grundlagen der Landtechnik, Heft 18. Düsseldorf 1963, S. 50—57
- [6] FRANKE, R.: Untersuchungen des Preßvorganges bei Strohpressen der Landwirtschaft. Dissertation, TU Berlin 1933
- [7] SKALWEIT, H.: Kräfte und Beanspruchungen in Strohpressen. In: 4. Konstrukteur-Kursus (RKTL-Schriften, Heft 88). Berlin 1938, S. 30—35

Landtechnische Forschung Heft 2/64

Zur Veröffentlichung in Heft 2/64 der „Landtechnischen Forschung“ sind folgende Aufsätze vorgesehen:

- SACHT, H.-O.: Der Stand der Forschung auf dem Gebiet der Heu- und Strohpressen.
- WELSCHOF, G.: Festigkeitsberechnungen im Landmaschinenbau und deren Grenzen (VDI-Tagung Heidelberg).
- KERSTING, G.: Technische Formgebung an Landmaschinen (VDI-Tagung Heidelberg).
- SCHULZ, H.: Funktionelle Erprobungen und Messungen an Schlepper und Gerät (VDI-Tagung Heidelberg).
- BÄUMLER, H.: Systematik einer Versuchsdurchführung für Einbauteile (VDI-Tagung Heidelberg).
- CORDIER, O.: Motor und Luftfilter bei Staub und Hitze (VDI-Tagung Heidelberg).
- LAIBLE, H.: Lebensdauerprüfung von Fahrzeugbauteilen im Labor (VDI-Tagung Heidelberg).
- MEINCKE, K.: Kinematische Untersuchungen an Schlepperfrontladern unter besonderer Berücksichtigung abschiebender Arbeitswerkzeuge.

- [8] MEWES, E.: Kraftmessungen an Strohpressen. In: Grundlagen der Landtechnik, Heft 10. Düsseldorf 1958, S. 18—36
- [9] ALFEROW, S. A.: Gesetzmäßigkeiten beim Pressen von Stroh (russ.) Selchozmashina (1957), Heft 3, S. 6—10
- [10] SCHEFFTER, H.: Technologische Untersuchungen des Preßvorganges. Dissertation, TU Berlin 1943
- [11] ALFEROW, S. A.: Der Widerstand der Kanäle und Ballenführungen bei Heu- und Strohpressen (russ.). Selchozmashina (1957), Heft 4, S. 15—19
- [12] MEWES, E.: Zum Verhalten von Preßgütern in Preßtöpfen. Landtechnische Forschung 8 (1958), S. 158—164
- [13] MEWES, E.: Verdichtungsgesetzmäßigkeiten nach Preßtopfversuchen. Landtechnische Forschung 9 (1959), S. 68—75
- [14] MEWES, E.: Berechnung der Druckverteilung an Stroh- und Heupressen. Landtechnische Forschung 9 (1959), S. 160—169
- [15] SÖHNE, W.: Druckverteilung im Ackerboden und Verformbarkeit des Ackerbodens. Kolloid-Zeitschrift 131 (1953), S. 89—96
- [16] ROENNEKE, H.: Über die Verdichtung und Verfestigung körniger Aufwerke in einer einfachen Stempelpresse. Dissertation, Clausthal-Zellerfeld 1954
- [17] SELZERMANN, I. M.: Untersuchungen über die Spannungen in den Bauteilen der Pick-up-Preße PPV 1/6 (russ.). Tractory i Selchoshmachiny (1958), Heft 10, S. 27—31
- [18] CHRAPAČ, E. I.: Festigkeitsberechnung der Preßkammer von Heupressen (russ.). Tractory i Selchoshmachiny (1958), Heft 1, S. 19—22
- [19] BIEZENO, G. B. und C. R. GRAMMEL: Technische Dynamik. Band 1. Berlin/Göttingen/Heidelberg 1953
- [20] HAHNEMANN, H. W.: Die Umstellung auf das internationale Einheitensystem in Mechanik und Wärmetechnik. In: Ingenieurwissen, Band 4. Düsseldorf 1958, S. x—y
- [21] SCHLICHTING, H. und E. TRÜCKENBRODT: Aerodynamik des Flugzeuges. Band 1. Berlin/Göttingen/Heidelberg 1902

Résumé

Winfried Busse: „Theory in the Field of Pressing of Stalky Farm Material.“

After an introductory general description of the process of pressing in the pot and in the extruder, the relation between the medium volumetric density and the pressure at the piston surface is dealt with. Apart from the equations usually applied, formulas for the working expenditure required for pot pressing and extruding are compiled. Another chapter comprises the calculation of the local volumetric densities at any spot of a cereal mass under pressure and its dependence on the pressure at this spot. Based on a non-linear deformation equation according to MEWES, the local pressures exercised in the extruder are represented by formulas in a further chapter.

It is shown that the existing mathematical interrelationships are valid only in certain ranges and under certain presuppositions, and that the material constants required for calculating are practically missing. A concluding section gives a survey of the questions to be cleared up.

Winfried Busse: «La théorie en matière de densification de produits en tiges.»

Après avoir donné des explications générales préliminaires sur le phénomène de densification dans le pot à compression et pendant le boudinage, on traite des relations entre la densité moyenne et la pression exercée sur la surface frontale du piston. On a rassemblé aussi bien les équations couramment utilisées que les formules exprimant le travail nécessaire à la compression du produit dans le pot à compression et la presse à boudiner. Un deuxième chapitre s'occupe du calcul de densités locales à des points quelconques de la masse de produits comprimée et leur dépendance de la pression exercée à ces points. En tenant compte de la déformation non-linéaire d'après la formule de MEWES, on se sert dans un chapitre suivant d'équations pour présenter les pressions locales dans la presse à boudiner.

On a constaté que les lois reconnues ne sont valables que dans certaines zones et dans certaines conditions et que les constantes de produits nécessaires au calcul sont encore défaut. En conclusion, on donne un aperçu sur les problèmes qui doivent encore être résolus.

Winfried Busse: «La teoría de la compresión de la paja.»

Después de unas consideraciones generales sobre el proceso de la compresión de la paja en la caja o en la prensa de extrusión, el artículo trata de la relación que existe entre la densidad media y la presión en el frente del pistón. Además de las ecuaciones corrientes se da también una sinopsis de los esfuerzos necesarios para la compresión en caja y por extrusión. Otro capítulo está dedicado al cálculo de la densidad en cualquier punto de la masa de pajas que se encuentra bajo presión en ese punto determinado. Saliendo de una deformación no lineal supuesta, según MEWES, en otro capítulo se dan las fórmulas de las presiones locales para el pensado por extrusión.

Se desprende que la regularidad que existe, sólo se presenta en márgenes y bajo condiciones determinadas, faltando prácticamente las constantes materiales, necesarias para el cálculo. En el último capítulo se reseñan los puntos que quedan por aclarar.