

- [6] SCHULMEISTER, R.: Zur Untersuchung der Werkstoffzerstörung durch Kavitation und Korrosion mit Ultraschall-Koppelschwingern. *Metalloberfl.* **21** (1967) Nr. 1, S. 17 – 25.
- [7] NOVOTNY, H.: Werkstoffzerstörung durch Kavitation. Berlin: VDI-Verl. 1942. S. 845.
- [8] MÜLLER, H.: Anfressungen durch Hohlsg und Tropfenschlag. *Stahl und Eisen* **58** (1938) S. 397 – 400.
- [9] PLESSET, M. S. und ELLIS, A. T.: The mechanism of cavitation damage. *Trans. Amer. Soc. Mech. Engrs.* **77** (1955) S. 1055 – 1064.
- [10] WIEGAND, H.: Kavitation und Werkstoffe. Vortrag auf der Tagung der DFG 1965 in Darmstadt.
- [11] HOFF, G. und LANGBEIN, G.: Regen-Erosion von Kunststoffen. *Kunststoffe* **56** (1966) Nr. 1, S. 2 – 6.
- [12] RIEGER, H.: Über die Zerstörung von Metallen beim Aufprall schneller Wassertropfen. *Z. Metallkunde* **57** (1966) Nr. 9, S. 693 – 699.
- [13] LANGBEIN, G.: Regen-Erosion von Polymeren. Vortrag auf dem 1. Internat. Symposium on Rain Erosion 1965 in Meersburg.
- [14] GAINES, N.: A magnetostriction oscillator producing audible sound and some effects obtained. *Physics* **3** (1932) Nr. 5, S. 209 – 229.
- [15] JEBSEN-MARWEDEL, H.: Über den Sprungverlauf bei der Zertrümmerung kompakten Glases durch Schlag oder Stoß. *Sprechsaal* **60** (1927) S. 317 – 321.
- [16] SALMANG, H.: Die physikalischen und chemischen Grundlagen der Glasfabrikation. Berlin, Göttingen, Heidelberg: Springer 1957. [Ref. *Glastechn. Ber.* **31** (1958) S. 37.]
- [17] O. Verf.: Unveröffentlichte Untersuchungen des Institutes für Werkstoffkunde der TH Darmstadt.
- [18] SCHÖNBRUNN, G.: Innendruckfestigkeit von Glasflaschen bei Kurzzeit- und Langzeitbeanspruchung. *Glastechn. Ber.* **38** (1965) S. 329 – 333. (45 999)

DK 539.411:620.173:620.115.82:666.188:620.175

## Das Bruchverhalten von Rundstäben aus Glas im Manteldruckversuch mit überlagerter Zugspannung

Von ERWIN SOMMER, z. Z. Bethlehem (Pasadena/USA)

(Mitteilung aus dem Ernst-Mach-Institut der Fraunhofer-Gesellschaft, Freiburg (Brsg.))

(Eingegangen am 17. Mai 1967)

Durch Überlagerung von Zugspannungen läßt sich der Bruchvorgang beim Manteldruckversuch so beeinflussen, daß man die resultierende Bruchspiegelgröße, die ein Maß für die spezifische Bruchenergie darstellt, systematisch variieren kann. Das unterschiedliche Verhalten von Zug- und Druckversuch wird mit Hilfe der erweiterten, sogenannten Bruchspiegelrelation durch einen Faktor  $k$ , der gleich dem Verhältnis der Spannungsüberhöhungen vor der Bruchfront im Zug- bzw. Druckversuch ist, abgeschätzt. Dabei ergeben sich folgende Zahlenwerte: für die Bruchspiegelkonstante  $C = 218 \text{ kp/cm}^{3/2} \pm 4,8 \%$ , für den Faktor  $k$  am Bruchanfang  $k_0 \geq 0,76$ , im schnellen Bruchverlauf  $k < 0,2$ .

Die bereits von SMEKAL [1] vorgeschlagene und in dieser Zeitschrift mehrfach diskutierte [2, 3] Belastungsart eines Rundstabes durch seitlichen Druck bei freibeweglichen Stirnflächen — der sogenannte Manteldruckversuch — ist als Analogon zum einachsigen Zugversuch gedacht. Trotz einiger Gleichheiten beider Experimente, wie z. B. etwa gleicher Zerreißspannung und gleicher maximaler Bruchgeschwindigkeit [3], zeigen die Bruchflächen im Manteldruckversuch bei hoher Zerreißspannung jedoch nicht einmal grobe Rauigkeit. Daraus ist zu schließen, daß dem Druckversuch in der schnellen Bruchphase wesentlich weniger Energie zur Verfügung steht, weil eine Bruchaufrauung oder Bruchgabelung nur dann auftritt, wenn die spezifische Bruchenergie einen bestimmten kritischen Wert überschreitet [7]. Das Ziel der vorliegenden Untersuchung ist deshalb, durch eine Kombination des Zug- und Druckversuchs die Bruchspiegelgröße systematisch zu variieren, um

daraus eine Abschätzung des energetischen Verhaltens des Manteldruckversuchs im Vergleich zum Zugversuch zu gewinnen.

Wie aus der Prinzipskizze der Manteldruckapparatur (Bild 1) hervorgeht, wird an den Enden der Rundstäbe<sup>1)</sup> in Höhe der Dichtungsringe, die das Austreten der Druckflüssigkeit verhindern, der Stabdurchmesser durch aufge kittete Messingringe vergrößert, so daß eine auf den Ringquerschnitt wirkende Druckkomponente als zusätzliche Zugspannung auf den Stab übertragen wird. Je nach Größe des Flächenverhältnisses von Ringquerschnitt zu Stabquerschnitt entsteht auf diese Weise eine verschieden starke Zugspannung in axialer Richtung. Bei einer Druckspannung  $p$  ist die resultierende Zugspannung  $\sigma$  also:

$$\sigma = p \cdot \frac{Q_{\text{Ring}}}{Q_{\text{Stab}}} = p \cdot n. \quad (1)$$

Die Zug- und die Druckspannung sind durch den Faktor  $n$  miteinander gekoppelt und können nicht unabhängig voneinander variiert werden.

Zur Entstehung eines Bruches ist die Überwindung der molekularen Zerreißfestigkeit durch die Spannungsüberhöhung vor einer Kerbe oder einem Riß notwendig. Spannungsberechnungen auf Grund dieser beiden Modellvorstellungen — der Kerbe mit endlichem Krümmungsradius, an der Spitze meistens angenähert durch elliptische Kerbmodelle [4], und des scharfen Risses [5] — führen für das Gebiet in der Nähe der Spitze zunächst zu unterschiedlichen Ergebnissen. Ist jedoch der Krümmungsradius  $\rho$  klein gegenüber der Rißlänge  $l$ ,

<sup>1)</sup> Es wurden Rundstäbe von 8 und 10 mm Durchmesser aus AR-Glas der Glaswerke Ruhr, Essen, benutzt.

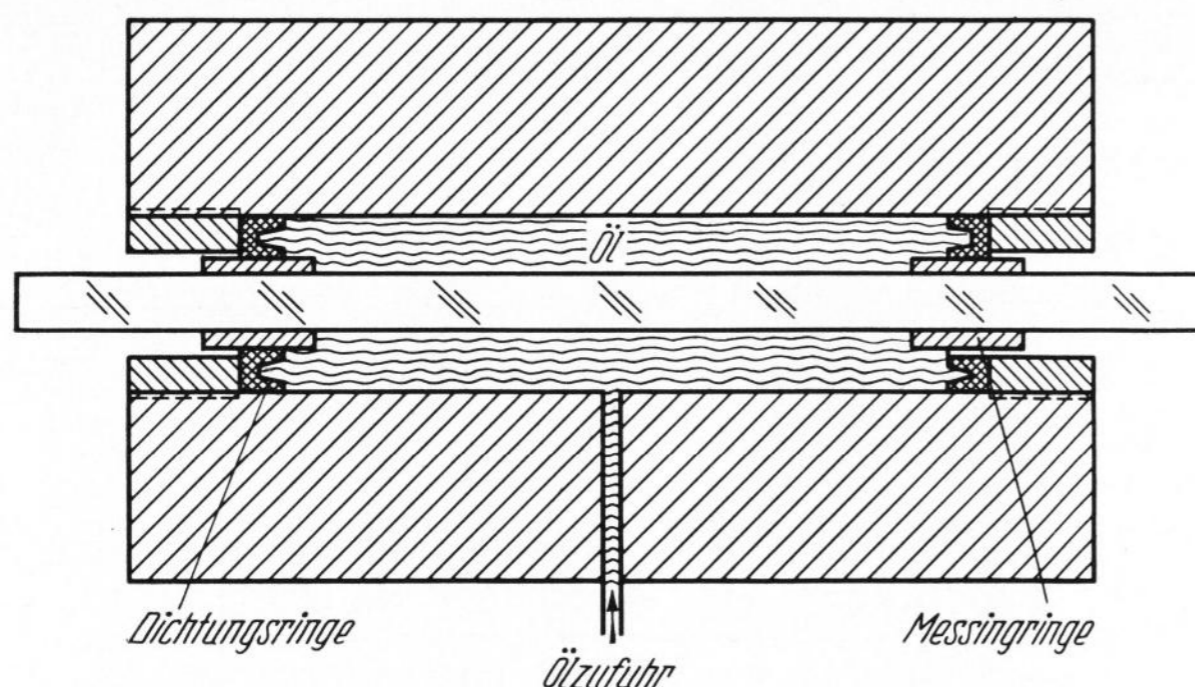


Bild 1. Prinzip des Manteldruckversuchs mit überlagertem axialen Zug.

lassen sich beide Aussagen näherungsweise ineinander überführen [6]. Eine Berücksichtigung des Krümmungsradius führt dann nur zu einer Korrektur des für den scharfen RiB ( $\rho \rightarrow 0$ ) geltenden Spannungsfeldes in unmittelbarer Nähe der Kerbspitze, nicht aber zu einer Veränderung des die Spannungsüberhöhung charakterisierenden Spannungskonzentrationsfaktors (stress intensity factor). Derartige Spannungsfaktoren sind für die jeweiligen Belastungsfälle relativ leicht zu bestimmen und stehen mit der sogenannten spezifischen Bruchenergie — d. h. der Energie, die zum Aufbau von  $1 \text{ cm}^2$  RiBfläche notwendig ist — in direktem Zusammenhang [5, 7]. So ergibt sich z. B. für eine Kerbe unter Zugbelastung senkrecht zur Kerbe der gleiche Spannungsfaktor sowie die gleiche Spannungsverteilung an der Kerbspitze wie für eine gleichartige Kerbe unter Innendruck [8, 9]. Eine Überlagerung beider Spannungszustände wäre durch eine einfache Addition der jeweiligen Spannungsfaktoren zu beschreiben. Da sich jedoch das Bruchverhalten im realen Manteldruckexperiment zumindest in der schnellen Bruchphase von dem im Zugversuch anscheinend unterscheidet, soll der hierfür zuständige Spannungsfaktor durch einen zusätzlichen Faktor  $k$  korrigiert werden. Eigentlich müßte  $k$  als Funktion der verschiedenen möglichen Variablen, wie RiBlänge, Bruchgeschwindigkeit, Eindringtiefe der Druckflüssigkeit usw., angesetzt werden. Da aber eine derartige Funktion nur zwischen den Grenzen 1 und 0 verlaufen kann, soll sie wegen der zu erwartenden großen Meßfehler nur durch einen konstanten Wert  $k$  — in den jeweils interessierenden Bereichen — abgeschätzt werden.

Die Spannungsfaktoren sind für Seitenkerben mit der RiBlänge  $l \ll D$  (Stabdurchmesser), abgesehen von konstanten Zahlenfaktoren — unter dieser Voraussetzung ist eine eingehendere Analyse der tatsächlichen Kerbe mit ihren Randbedingungen nicht nötig —, für axialen Zug  $\sigma$ :

$$F_z = \sigma \cdot l^{1/2} = n \cdot p \cdot l^{1/2}, \quad (2)$$

für isotropen Druck  $p$ :

$$F_p = kpl^{1/2}. \quad (3)$$

Bei gleicher Kerblänge ist der gesamte Spannungsfaktor also:

$$F_z + F_p = (n + k) pl^{1/2}. \quad (4)$$

Nimmt man an, daß für einen Bruchbeginn jeweils die gleiche Spannungsüberhöhung überwunden werden muß, so ist

$$(n + k_0) p = \text{const.}/l_0^{1/2} \quad (5)$$

( $k_0, l_0 =$  Anfangswerte) als technische ZerreiBfestigkeit anzusehen. Der bekanntlich hohe Variationskoeffizient der ZerreiBfestigkeit von 15 bis 20% ist durch die Streuung der Anfangskerblängen — und die bei dieser Betrachtung allerdings nicht berücksichtigten Krümmungsradien der Kerbspitzen — bedingt. Deshalb ist zu erwarten, daß sich experimentell für den Bruchbeginn der in diesem Zusammenhang allein interessierende Faktor  $k_0$  nur innerhalb dieser statistischen Streuung abschätzen läßt. Eine systematische Variation des Zug-Druck-Verhältnisses ( $n = 0,63; 0,69; 1,45; 2,8$ ), reine Druck- und reine Zugversuche unter gleicher Umgebung lieferten bei insgesamt 114 Einzelversuchen als Abschätzung den Wert

$$k_0 \geq 0,76. \quad (6)$$

Als Mittel zur Untersuchung des weiteren Bruchverlaufs dient die durch die Arbeiten vieler Verfasser (siehe u. a. [7, 10, 11]) bekannte Bruchspiegelrelation, die einen Zusammenhang zwischen der Bruchspiegelgröße und der Bruchnennspannung angibt. Dabei wird als Bruchspiegel die glatte, noch nicht aufgeraute Fläche eines Sprödbruchs bezeichnet (siehe Bild 2).

Diese Relation sei zunächst für den einfacheren zweidimensionalen Fall eines Risses in einer Platte mit Belastung senkrecht zum RiB beschrieben. Wiederum sei die RiBlänge  $l$  klein gegen die Plattendimensionen vorausgesetzt, so daß die Randeinflüsse auf die Spannungsverteilung an der RiBspitze vernachlässigbar sind. Nimmt man zusätzlich an, daß sich ein Bruchspiegel erst nach dem Überschreiten einer bestimmten kritischen Spannungsüberhöhung — charakterisiert durch den Spannungsfaktor  $F_k$  — aufrauen oder gabeln kann, läßt sich für einen kombinierten Druck-Zug-Versuch schreiben:

$$F_k = (n + k) p \cdot R^{1/2} = C = \text{const.}, \quad (7)$$

wobei  $C$  die sogenannte Bruchspiegelkonstante ist und  $l = R$  die Länge der glatten Bruchfläche bedeutet. Die Größe  $R$  ist mit einem gewissen Spielraum an die Meßtechnik des Experimentators gekoppelt, weil z. B. eine im Lichtmikroskop noch glatt wirkende Bruchfläche im Elektronenmikroskop bei höherer Vergrößerung bereits aufgeraut erscheint.

Eine Verallgemeinerung dieser Bruchspiegelrelation für den tatsächlich vorliegenden dreidimensionalen Fall von Seitenkerben in Rundstäben ist exakt kaum möglich, weil die Berechnung der Spannungsverteilung für derartige Kerbmodelle äußerst schwierig ist. Die folgenden

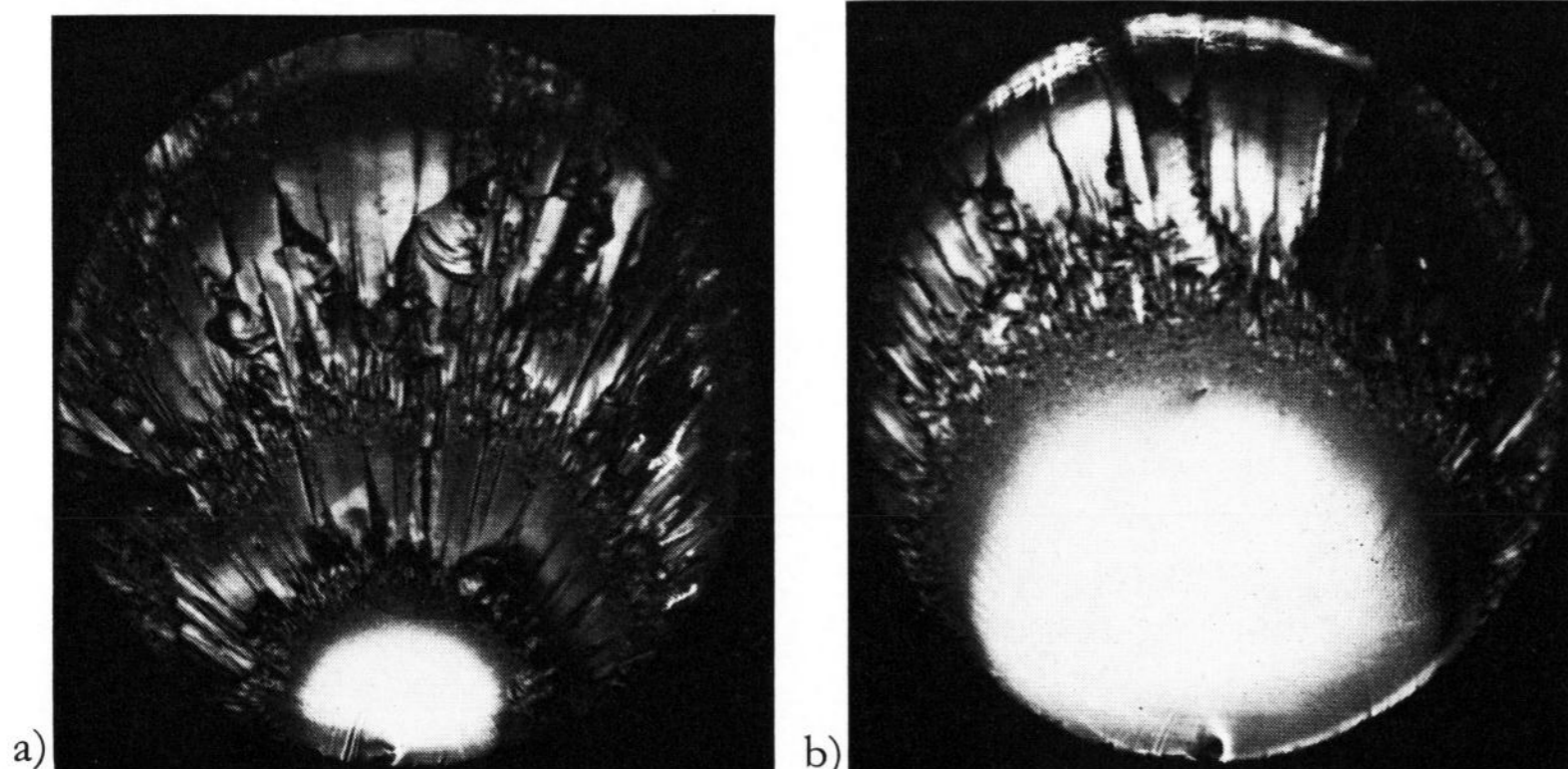


Bild 2. Auflichtaufnahme der Bruchspiegel zweier Druck-Zug-Versuche mit verschiedenem Zug/Druckverhältnis.

a) Kleiner Bruchspiegel:      b) Großer Bruchspiegel:

$\sigma_{II} = 400 \text{ kp/cm}^2,$	Zug: $\sigma_I = 202 \text{ kp/cm}^2,$
$p_{II} = 320 \text{ kp/cm}^2,$	Druck: $p_I = 460 \text{ kp/cm}^2,$
$n_{II} = 1,25,$	Zug/Druck: $n_I = 0,44,$
$D_{II} = 9,40 \text{ mm.}$	Stabdurchmesser: $D_I = 9,45 \text{ mm.}$

Überlegungen stützen sich auf eine von SHAND [10, 11] an Hand NEUBERScher Kerbspannungsberechnungen [4] angegebene Abschätzung.

Berücksichtigt man im zweidimensionalen Fall zunächst die endliche Plattenbreite, so läßt sich — nach NEUBER — der Spannungsfaktor für eine beliebig tiefe Kerbe (F) durch die Überlagerung der Spannungsfaktoren für Kerben großer ( $F_a$ ) und geringer Tiefe ( $F_b$ ) empirisch folgendermaßen angeben:

$$\frac{1}{F^2} = \frac{1}{F_a^2} + \frac{1}{F_b^2}. \quad (8)$$

Der Spannungsfaktor für Kerben großer Tiefe unter Zugbelastung ist:

$$F_a = f_a \sigma_a (D-R)^{1/2}, \quad (9)$$

mit  $f_a$  = konstanter Faktor,  $\sigma_a$  = Spannung auf den Plattenquerschnitt ohne Kerbe, den sogenannten Restquerschnitt, bezogen (= reduzierte Festigkeit),  $R$  = Kerbtiefe und  $D$  = Plattenbreite.

Für Kerben geringer Tiefe gilt:

$$F_b = f_b \sigma_b R^{1/2}, \quad (10)$$

mit  $f_b$  = konstanter Zahlenfaktor,  $\sigma_b$  = Spannung auf den gesamten Plattenquerschnitt bezogen, wegen der Kleinheit der Kerbfläche jedoch ungefähr gleich der Spannung, die nur auf den Restquerschnitt bezogen wird.

SHAND zeigt durch die Zusammenstellung der verschiedensten Kerbmodelle und ihrer Spannungsfaktoren, daß ein Unterschied zwischen dem drei- und zweidimensionalen Fall lediglich durch die Größe der Zahlenfaktoren gegeben ist. Für die Korrektur der Bruchspiegelrelation wählt er, empirisch gerechtfertigt durch sein Versuchsmaterial, die Faktoren  $f_a = 1$  und  $f_b = 4/\pi$ , das entspricht dem Vorfaktor einer tiefen hyperbolischen Umdrehungsaußenkerbe bzw. eines Rotationsellipsoids. Für nicht allzu große Bruchspiegel vom Radius  $R < D$  (Stabdurchmesser) ergibt sich dann näherungsweise unter Vernachlässigung der quadratischen Glieder als

Bruchspiegelrelation zunächst für den reinen Zugversuch:

$$C = \sigma_a R^{1/2} \left(1 - \frac{1}{2} \left(\frac{4}{\pi}\right)^2 \frac{R}{D}\right), \quad (11)$$

wobei  $\sigma_a$  die reduzierte Festigkeit ist. Ein konstanter Faktor  $4/\pi$  wurde in die Bruchspiegelkonstante  $C$  hineingezogen.

Faßt man alle nur vom Radius  $R$  und dem Stabdurchmesser  $D$  abhängigen Anteile der Bruchspiegelrelation in einer Funktion  $W(R, D)$  zusammen, so läßt sich vereinfacht schreiben:

$$C = \sigma \cdot W(R, D). \quad (12)$$

Ersetzt man die in dieser Gleichung auf den Gesamtquerschnitt zu beziehende Zugspannung  $\sigma$  durch die kombinierte Zug-Druck-Spannung  $(n+k)p$ , so ergibt sich schließlich als erweiterte, korrigierte Bruchspiegelrelation, die für  $R \ll D$  in Gleichung (7) übergeht:

$$C = (n+k)p W(R, D). \quad (13)$$

Experimentell lassen sich die beiden Unbekannten dieser Relation  $C$  und  $k$  durch eine Variation der  $n$ - und damit der  $pW(R, D)$ -Werte gewinnen. Zu diesem Zweck wurden bei 90 Versuchen an Rundstäben von 8 und 10 mm Durchmesser der Zerreißdruck  $p$ , das Zug/Druck-Verhältnis  $n$  und der Bruchspiegelradius  $R$  bestimmt. Die aus diesen Meßwerten berechneten, stark fehlerbehafteten  $1/pW$ -Werte wurden nach Gruppen etwa gleicher  $n$ -Werte zusammengefaßt und gemittelt. In Bild 3 sind diese Mittelwerte über den ebenfalls gemittelten  $n$ -Werten aufgetragen. Die Zahlenwerte für  $C$  und  $k$  wurden nach dem GAUSSSchen Ausgleichsverfahren bestimmt. Danach ist die Bruchspiegelkonstante

$$C = (n+k)pW(R, D) = 218 \text{ kp/cm}^{3/2} \pm 4,8\%,$$

entsprechend einer spezifischen Bruchenergie (Erklärung und Umrechnung siehe [5, 7]):

$$G_k \approx 7,410^4 \text{ erg/cm}^2$$

und dem Faktor

$$k = 0,12 \pm 58\%.$$

Der sehr große Fehler des  $k$ -Wertes macht die Aussage insofern nicht wertlos, als sich eine obere Grenze zur Abschätzung des Druckeinflusses angeben läßt, die sich deutlich von der unteren Grenze des Anfangswertes  $k_0$  bei der Bruchentstehung unterscheidet; demnach gilt also

für den Bruchanfang

$$k_0 \geq 0,76$$

und für den weiteren Bruchverlauf

$$k \leq 0,2.$$

Dieses Ergebnis läßt sich folgendermaßen deuten: Der Manteldruckversuch ist im Bruchanfangsbereich dem kerbtheoretisch entsprechenden Zugversuch äquivalent. Breitet sich dagegen der Bruch mit hoher Geschwindigkeit aus, wird im Druckversuch eine geringere Spannung an der Bruchfront aufgebaut, weil die Druckflüssigkeit diesem schnellverlaufenden Vorgang nicht nachfolgen kann.

Zum Vergleich wurde die Bruchspiegelkonstante  $C$  außerdem aus den im reinen Zugversuch unter derselben

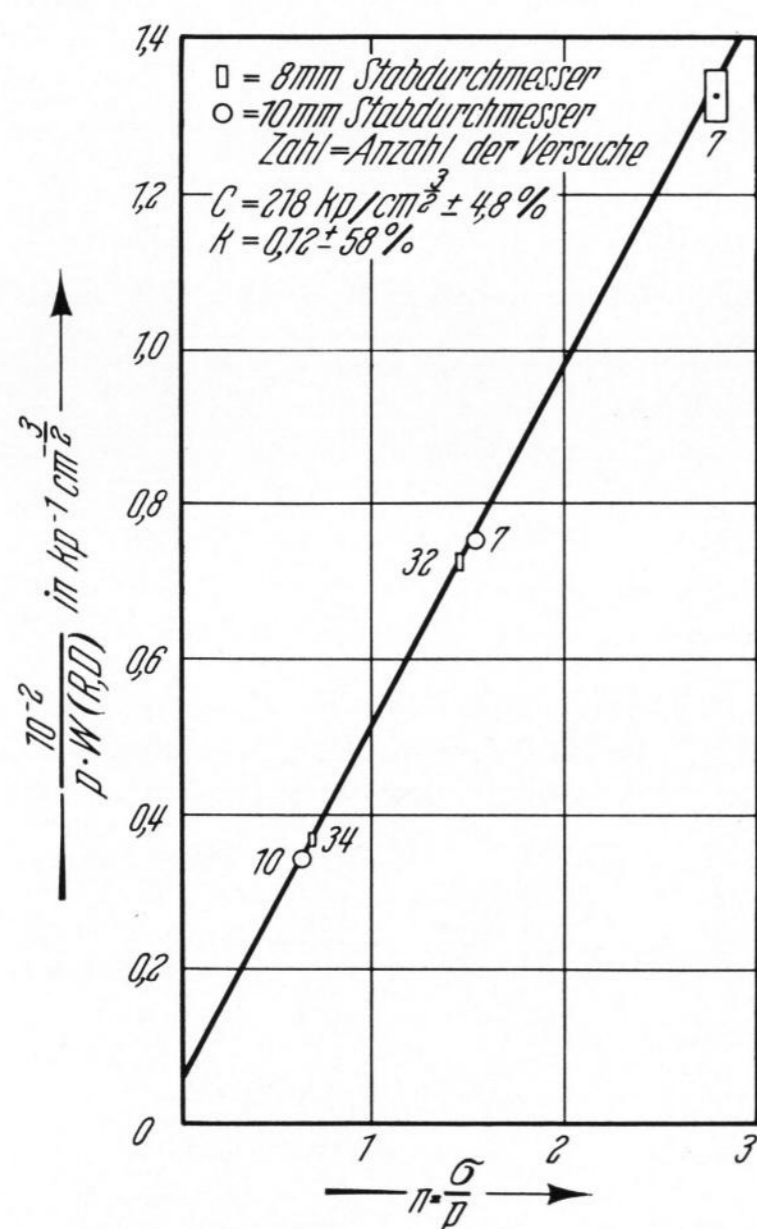


Bild 3. Auftragung  
1  
von  $\frac{1}{p \cdot W(R, D)}$  über  
 $n$  zur Diskussion der  
erweiterten Bruch-  
spiegelrelation  $C =$   
 $(n+k)pW(R, D)$ .

Fehlerangabe: mittlerer  
Fehler der Mittelwerte.

Flüssigkeit entstandenen Brüchen ermittelt. Aus 11 Versuchen ergab sich als Mittelwert:

$$C_z = 196 \text{ kp/cm}^{3/2} \pm 8,5\%, \\ G_k \approx 6 \cdot 10^4 \text{ erg/cm}^2.$$

Die relativ hohe Abweichung beider Werte voneinander (etwa 10%) ist eventuell auf die für große Bruch-

spiegel nicht sehr gut geltende Korrektur der Bruchspiegelrelation zurückzuführen, u. U. liegt hierdurch der Zahlenwert der Bruchspiegelkonstante bei den Druck-Zug-Versuchen prinzipiell etwas zu hoch.

Für viele Anregungen und Diskussionen bei der Durchführung dieser Arbeit sei Herrn Priv.-Doz. Dr. F. KERKHOF herzlich gedankt.

#### Schrifttum

- [1] SMEKAL, A.: Dynamik des spröden Zugbruches von zylindrischen Glasstäben. Acta phys. Austr. 7 (1953) S. 110 – 122. [Ref. Glastechn. Ber. 27 (1954) S. 212.]
- [2] KIENLE, R.: Bruchuntersuchungen an Glasstäben. Ein Vergleich des Bruchgeschehens bei Zug- und Mantel-druckversuchen. Glastechn. Ber. 33 (1960) S. 321 – 331.
- [3] KERKHOF, F.: Über den Bruchvorgang beim Mantel-druckversuch. Bemerkungen zu dem Aufsatz von R. KIENLE: „Bruchuntersuchungen an Glasstäben“. Glastechn. Ber. 33 (1960) S. 456 – 459.
- [4] NEUBER, H.: Kerbspannungslehre. Berlin, Göttingen, Heidelberg: Springer 1958.
- [5] PARIS, P. C. und SIH, G. C. M.: Vortrag auf dem Symposium on Fracture Toughness Testing and its Application, American Society of Testing and Materials 1965.
- [6] CREAGER, M.: Diss. Lehigh Univers. Bethlehem/Pasadena (USA).
- [7] KERKHOF, F.: Zur Dynamik der Bruchausbreitung in Silicatgläsern. Habilitationsschrift Techn. Hochschule Karlsruhe 1965.
- [8] FOEPL, L.: Drang und Zwang. Bd. 3. Leipzig: Leibniz 1947.
- [9] SNEDDON, I. N.: The distribution of stress in the neighbourhood of a crack in an elastic solid. Proc. Roy. Soc. London. Ser. A, 187 (1946) S. 229 – 260.
- [10] SHAND, E. B.: Experimental study of fracture of glass: II, Experimental data. J. Amer. ceram. Soc. 37 (1954) S. 559 – 572. [Ref. Glastechn. Ber. 28 (1955) S. 162.]
- [11] SHAND, E. B.: Breaking stress of glass determined from dimensions of fracture mirrors. J. Amer. ceram. Soc. 42 (1959) S. 474 – 477. [Ref. Glastechn. Ber. 34 (1961) S. 221.] (45967)

DK 658.562.6:666.11:666.12:620.168:543.422.8:543.426

## Beitrag zur Überwachung der Rohstoffe und Fertigprodukte in der Glasindustrie mit Hilfe der Röntgenfluoreszenzspektroskopie

VON FRANZ GEBHARDT UND SIEGFRIED KIMMEL, Aachen

(Mitteilung aus dem Zentrallaboratorium der Vereinigten Glaswerke, Aachen)

(Eingegangen am 11. Mai 1967)

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit dem Einsatz eines Mehrkanal-Röntgenspektrometers zur schnellen Durchführung von Rohstoff- und Glasanalysen. Es wird die Herstellung der Eichsubstanzen, die Probenpräparation, die Analyse und der optimale Einsatz eines solchen Gerätes besprochen.

Das Ziel einer jeden Betriebsüberwachung muß sein, ein qualitativ hochwertiges Produkt mit möglichst geringen Schwankungen zu erzielen. Voraussetzung dazu ist eine schnelle und exakte Rohstoffanalyse, die es ermöglicht, den Herstellungsprozeß schon von Beginn an optimal zu gestalten. Die Notwendigkeit einer schnellen Fertigungskontrolle erfordert die Abkehr von konventionellen naßanalytischen Verfahren, deren Zeitaufwand zu groß ist. Durch den Einsatz von Mehrkanal-Röntgenspektrometern ist die Glasindustrie in der Lage, die Produktion schnell und präzise zu überwachen, eventuelle Fehler rechtzeitig zu erkennen und damit die Fertigungskosten zu senken. Die Anwendung von Elektronenrechnern, welche die Auswertung der vom Röntgengerät gemessenen Intensitäten übernehmen, könnte einen weiteren Zeitgewinn bringen.

### 1. Apparative Daten

Das Spektrometer (Applied Research Laboratories) ist mit acht festen Kanälen und einem Scanner versehen. Die Anordnung — Probe, Kristall, Detektor — erfolgt nach der Johansson-Aufstellung (Bild 1). Es handelt sich hierbei um gebogene und geschliffene Analysator-kristalle. Die Diskrimination der Strahlung geschieht über die Auswahl der Kristallflächen (wodurch Wellenlängen höherer Ordnung unterdrückt werden) über die Krümmungsradien der Kristalle sowie über die optimale

Zählrohrgasfüllung. Die Röntgenröhre ist vertikal über der Probe angeordnet, und der Beschuß erfolgt senkrecht (Bilder 2 bis 4). Der Abstand vom Röhrenfenster zur Probe ist gering, wodurch eine hohe Intensität erreicht wird.

Die Registriereinrichtung wird vom Quantometer übernommen, d. h. es erfolgt keine direkte Impulsmessung, sondern die Spannung wird nach beendeter Messung als integrierte Summe von Kondensatoren abgerufen. Die Länge der Meßzeit bestimmt ein im Primärstrahl angeordneter externer Standard. Dadurch werden Stromschwankungen sowie der Abfall der Röhrenleistung ohne Veränderung der Meßergebnisse ausgeglichen.

In Produktionsbetrieben schwankt die Stromversorgung durch stoßweise Belastung des Netzes häufig. Ein analoges Verhalten liegt auch bei der Wasserversorgung vor. Hinzu kommen noch die Verunreinigungen des Rohrleitungssystems. Aus diesen Gründen wurde eine in der Normalausrüstung nicht vorgesehene magnetische und elektronische Spannungsstabilisation zur Versorgung der Röntgenröhre installiert. Zur Kühlung von Hochspannungsgenerator und Röntgenröhre wurde ein unabhängiges Kühlsystem mit mechanischer Filterung, Enthärtung und konstanter Durchflußmenge aufgebaut. Der Röntgenraum ist auf  $\pm 0,5$  grd und 40% rel. Luftfeuchte klimatisiert.